

**REPÚBLICA DE CUBA
MINISTERIO DE EDUCACIÓN SUPERIOR
UNIVERSIDAD DE MOA
“Dr. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ”
FACULTAD DE METALURGIA Y ELECTROMECAÁNICA**

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA MECÁNICA

**PRESIÓN DE SATURACIÓN DEL LICOR PRODUCTO DE LA
LIXIVIACIÓN EN LA CAVITACIÓN DE BOMBAS
CENTRÍFUGAS**

Tesis en opción al Grado Científico de Doctor en Ciencias Técnicas

Jorge Luis Reyes De la Cruz

Moa - 2021

**REPÚBLICA DE CUBA
MINISTERIO DE EDUCACIÓN SUPERIOR
UNIVERSIDAD DE MOA
“Dr. ANTONIO NÚÑEZ JIMÉNEZ”
FACULTAD DE METALURGIA Y ELECTROMECAÁNICA**

DEPARTAMENTO DE MECÁNICA

**PRESIÓN DE SATURACIÓN DEL LICOR PRODUCTO DE LA
LIXIVIACIÓN EN LA CAVITACIÓN DE BOMBAS
CENTRÍFUGAS**

Tesis en opción al Grado Científico de Doctor en Ciencias Técnicas

AUTOR: Prof. Aux., Ing. Jorge Luis Reyes De la Cruz, MSc.

TUTORES: Prof. Tit. B., Lic. Gerardo Ruíz Chavarría, Dr. C.

Prof. Tit., Lic. Tomás Fernández Columbié, Dr. C.

Prof. Tit., Ing. Alberto Turro Breff, Dr. C.

Moa -2021

SÍNTESIS

En el trasiego del licor producto de la lixiviación mediante las bombas centrífugas las presiones de saturación aún no están identificadas, por lo que se requiere determinar los valores de presión de saturación (P_s) que relacionen la formación y movimiento de las burbujas en este fluido. El objetivo de la investigación fue determinar el comportamiento de los valores de presión de saturación y de la formación de burbujas, en el licor producto de la lixiviación, del proceso carbonato amoniacal, para predecir los límites de ocurrencia del fenómeno de cavitación y su influencia sobre los consumos energéticos y las averías en impelentes de bombas centrífugas, que trasiegan ese fluido. Para determinar la P_s , se utilizó un colector solar de óptica de no enfoque que permitió establecer valores de presión a los cuales se tiene el estado de saturación del licor; se parametrizó la ecuación de Rayleigh - Plesset, obteniendo que, el tiempo de evolución de $3,37 \cdot 10^{-5}$ s y los radios máximos de $1,15 \cdot 10^{-4}$ m de las burbujas, correspondientes a un 34 % de concentración de amoniaco. Se determinó que, para evitar la cavitación en estas bombas, el caudal debe ser regulado a un 75 %. Los resultados permitieron establecer los valores límites de presión de saturación en la formación de las burbujas sobre la microestructura de la aleación Hastelloy C - 276, que provoca la formación de cavidades, aumento de los consumos energéticos y el desgaste erosivo en los impelentes. Se realizó la valoración del efecto económico de la instalación en lo que representa un impacto de 315 135,50 CUP, por identificar las regulaciones de las bombas en el proceso tecnológico a los cuales incurre la formación de burbujas.

AGRADECIMIENTOS

A mis tutores: Dr. C. Gerardo Ruiz Chavarría, Dr. C. Tomás Fernández Columbié y
Dr. C. Alberto Turro Breff.

A mis compañeros de trabajo del Departamento de Ingeniería Mecánica de la Universidad
de Moa.

Al claustro de profesores de la Facultad de Metalurgia y Electromecánica de la
Universidad de Moa.

Al claustro de profesores de la Facultad de Ciencia de la Universidad Nacional Autónoma
de México (UNAM)

A los miembros del Laboratorio de Fluido en la Facultad de Ciencia de la UNAM,
especialmente a Sergio Hernández Zapata y Pamela Villamil Sapién.

A la Secretaría de Educación Pública Mexicana.

A los que de un modo u otro contribuyeron con el desarrollo del trabajo.

A todos muchas gracias.

DEDICATORIA

A mi bella y gran familia,

A la memoria de mi padre, que Dios lo tenga en la gloria,

A mi madre, Margarita, que no me faltó ni en un instante sus consejos y apoyo,

A mi hija: Sulannis Reyes Matos y mi nieto Anthony, por ser parte de mi existencia y que

le sirva de ejemplo para continuar su superación,

A mis hermanos y hermanas: Antonio, Anamari, Elba, Lenar, Alexander, Alexei y

Yanieska, los quiero de corazón.

A mi yerno Ruben, por su comportamiento, comprensión y ayuda.

A mis sobrinos y sobrinas, Aron, Yanet, Yonis, Yailen, Irialis, Fredisloi, Alexmanuel,

Oendys y Leinier, que le sirva de ejemplo e inspiración,

A mis amigos, Roilber e Isnel, de la UM por asesorarme técnica y científicamente en la

tesis.

A nuestra Revolución, por las posibilidades que me ofrece.

ÍNDICE	Pág.
INTRODUCCIÓN GENERAL	1
CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO DE LA INVESTIGACIÓN	7
1.1. Introducción	7
1.2. Características del licor producto de la lixiviación en el proceso tecnológico	
1.3. Comportamiento de las burbujas en el transporte de fluidos	11
1.3.1. Fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas	14
1.3.2. Presión y formaciones de burbujas en el desarrollo de la cavitación	16
1.3.3. Colapso de las burbujas durante la formación de cavidades	18
1.4. Características del licor y su incidencia en la presión de saturación	19
1.5. Factores que intervienen en la ocurrencia de la cavitación	22
1.6. Método de evaluación de la cavitación en los sistemas hidráulicos	23
1.7. Comportamiento energético de las bombas centrífugas en régimen cavitacional	25
1.8. Mecanismo del desgaste ocasionado por la cavitación	28
1.8.1. Desgaste erosivo con la incidencia de partículas sólidas en fluidos	32
1.8.2. Influencia del desgaste en la microestructura de las superaleaciones	33
1.9. Conclusiones del capítulo 1	36
2: MÉTODOS, MATERIALES Y CONDICIONES EXPERIMENTALES	37
2.1. Introducción	37
2.2. Selección de las muestras de licor producto de la lixiviación	38
2.2.1. Determinación de las propiedades físico - químicas de las muestras de licor	39
2.2.2. Caracterización del licor producto de la lixiviación	40
2.3. Variable y factores a medir en la instalación	40
2.3.1. Técnicas experimentales utilizadas	41
2.3.2. Ubicación de los captosres piezoeléctricos en la inducción de la cavitación	43

2.4. Métodos, procedimientos y condiciones experimentales	44
2.4.1. Medición de la presión de saturación del licor producto de la lixiviación	47
2.5. Adecuación de la ecuación parametrizada de Rayleigh-Plesset	50
2.5.1. Modelación del régimen cavitacional para el licor producto de la lixiviación	52
2.5.2. Dinámica del colapso de las burbujas en el licor producto de la lixiviación	55
2.6. Características de las bombas que interviene en el trasiego del fluido	56
2.6.1. Comprobación del fenómeno de cavitación a escala industrial	56
2.6.2. Metodología de cálculo para el sistema de bombeo	57
2.6.3. Comprobación de la condición de cavitación en el sistema de bombeo	62
2.6.4. Cálculo del número de cavitación	65
2.7. Modelo del potencial de erosión de la cavitación	65
2.7.1. Determinación del parámetro de cavitación	66
2.7.2. Determinación de la frecuencia y tiempo de movimiento de las burbujas	67
2.8. Metodología de cálculo para el balance energético de una bomba centrífuga	68
2.9. Procesamiento estadístico de la varianza	69
2.9. Caracterización microestructural de la aleación empleada en los álabes	70
2.10. Conclusiones del capítulo 2	72
3. ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS	73
3.1. Introducción	73
3.2. Ajuste de los datos para la experimentación	73
3.3. Presión de saturación y de la cavitación en la instalación	74
3.4. Inducción de la cavitación en la instalación experimental	76
3.5. Caídas de presión en el interior de la bomba centrífuga	77
3.5.1. Presiones del licor durante la ocurrencia de la cavitación	79
3.6. Validación de resultados en la instalación a escala industrial	80

3.6.1. Análisis del sistema de bombeo para diferentes condiciones de carga	81
3.6.2. Número de revoluciones con respecto al régimen cavitacional	82
3.6.3. Balance energético de la instalación de bombeo	84
3.7. Simulación por métodos numéricos del fenómeno de cavitación	84
3.8. Evolución del radio de las burbujas en el régimen cavitacional	87
3.9. Tratamiento estadístico de los resultados	93
3.10. Análisis microestructural de las cavidades en los álabes del impelente	94
3.10.1. Resultados de la microscopía electrónica de barrido (MEB)	96
3.11. Determinación del efecto económico y social de la investigación	99
3.12. Conclusiones del capítulo 3	101
CONCLUSIONES GENERALES	102
RECOMENDACIONES	103
REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS	104
ANEXOS	124

INTRODUCCIÓN

La industria cubana del níquel, se fundó entre los años 40 y 50 del siglo XX con la finalidad de producir concentrado de níquel y cobalto, estos renglones constituyen vías para el progreso de la economía cubana, afectada en su comercialización por la fluctuación de los precios en el mercado internacional, por lo que constituye un reto profundizar en los conocimientos científicos - tecnológicos en la búsqueda de una eficiencia en la obtención del producto final y de la mejora en el rendimiento de su equipamiento.

En correspondencia con lo anterior en este equipamiento, el transporte hidráulico en los procesos de la producción de níquel, representan estadísticamente el 70 % del equipamiento, donde las bombas centrífugas constituyen las máquinas más utilizadas, las cuales ocupan el 67 % del total de los equipos instalados, las mismas tienen un costo elevado de sus piezas, un tiempo de vida útil relativamente bajo y la peculiaridad de ser grandes consumidoras de energía eléctrica (Pérez, 2004; Rojas, 2004).

En las bombas centrífugas pertenecientes a la Unidad Básica Productiva (UBP) de la empresa productora de níquel, del proceso carbonato amoniacal se han reportado daños y frecuentes roturas manifestándose mayoritariamente sus efectos en los impelentes. Donde el 34 % de estas piezas han sido cambiadas y se ha invertido el 48 % del presupuesto destinado al mantenimiento en estas bombas.

Estos daños y roturas ocasionados, fundamentalmente, por la presencia de cavidades y perforaciones en los álabes de los impelentes; son un factor preponderante que influye negativamente en su funcionamiento es la ocurrencia del fenómeno la cavitación; debido al efecto de las características propia del fluido (Reyes, 2015).

La cavitación que se origina al trasegar fluidos con bombas centrífugas, según varios autores (Perry, 2019; Lai, *et al*, 2019), supone una fuente de excitación dinámica asociada a los procesos de formación de burbujas de vapor en la zona de aspiración del impelente y a la posterior implosión de las mismas al retornar a la fase líquida. Según la intensidad de la

cavitación se pueden tener burbujas de pequeño tamaño o bien burbujas de tamaños mayores de gran potencial erosionador.

Son diversos los factores y síntomas que evidencian la presencia de la cavitación, tales como: las transformaciones en las aleaciones de las que están fabricados los impelentes de estas bombas que provocan el desgaste de las mismas y algunas anomalías como el ruido, la caída de las curvas de la carga, de la potencia y de la eficiencia (Reyes, 2007).

Las señales o síntomas que presentan las turbomáquinas al ser afectadas por la cavitación, según Karassik *et al* (2008) y Zhu *et al*, (2016) son insuficientes para diagnosticar el grado de avance de este fenómeno al trasegar estos fluidos a través de estas bombas. Estos autores consideran que, dada la complejidad del fenómeno, todavía no es posible tener una fundamentación bien consolidada que describa en detalle cada aspecto de la cavitación, principalmente, por la cantidad de fenómenos involucrados.

Específicamente, en la Unidad Básica de Producción (UBP) de Recuperación de Amoniac y Cobalto, perteneciente a la empresa productora de níquel y cobalto “Comandante Ernesto Che Guevara” de Moa, que trabaja con tecnología carbonato amoniacal (CARON), recibe los licores producto de la lixiviación (mezcla de sólido – líquido – gas) que se transportan hasta allí mediante bombas centrífugas.

Estos licores, además de poseer óxidos de minerales que no se lixiviaron, contienen elementos químicos (níquel, cobalto, azufre, hierro), gases de solubilidad en NH_3 y CO_2 y de fácil desprendimiento (Turro, 2002), a concentraciones de 27 y 34 % de amoniac, equivalentes a valores entre 270 y 340 g/L, concentraciones establecidas por el proceso tecnológico, para lograr la solubilidad del amoniac en su fase acuosa, garantizar su extracción y el funcionamiento del sistema de bombeo.

En particular, al trasegar licor producto de la lixiviación (al cual se le denominará LPL), con bombas centrífugas, ocurren cambios físicos del fluido de la fase de líquido a vapor, se originan burbujas que implosionan en el interior de estas y rompen con intensidad, y provocan el

desprendimiento del material de los impelentes, lo que trae consigo el fenómeno de la cavitación (Reyes, 2010).

Los problemas no resueltos en el orden científico, asociados con el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas que trasiegan el licor en la UBP de Recuperación de Amoniac y Cobalto son los siguientes:

- No se determina la presión de saturación del LPL, para la condición de trabajo existente y su comportamiento, con respecto a la concentración de amoniaco, que provoca bajo rendimiento de los sistemas de bombeo, por la presencia de gases en las tuberías, así como, por la pérdida de presión.
- Limitaciones de los métodos existentes para la proyección, selección, determinación y obtención de la presión de saturación a las cuales ocurre la formación de burbujas y la cavitación en las bombas centrífugas de los parámetros racionales de transporte del licor.
- No están determinados los valores límites de la presión de formación y el movimiento de burbujas en el trasiego de flujos multicomponentes de LPL, que precise la incidencia en la formación de cavidades en los impelentes de bombas centrífugas durante la ocurrencia del fenómeno de la cavitación.

A partir de estas deficiencias se declara como **situación problemática:**

Durante el transporte del licor producto de la lixiviación (LPL) en la UBP de Recuperación de Amoniac de la empresa productora de níquel y cobalto “Comandante Ernesto Che Guevara”, las bombas centrífugas que se utilizan, presentan baja eficiencia debido a su deterioro progresivo, ocasionado por el impacto de sólidos, líquidos y gases, que originan su desgaste y estado técnico desfavorable. Ello conduce a que en estas bombas que transportan este fluido se genere el fenómeno de la cavitación, debido a que se realiza la regulación y estrangulamiento del flujo sin conocer los valores límites de presión de saturación para en el licor producto de la lixiviación, cuando las concentraciones a la que se maneja el fluido está a concentraciones de 27 y 34 % de amoniaco, ello impide determinar el momento en que ocurre el fenómeno, tampoco la influencia sobre los impelentes de las bombas centrífugas, se incrementan el

consumo de energía, los costos de mantenimiento, el consumo de materiales y de piezas. Las afectaciones generadas disminuyen la capacidad de trabajo de las turbomáquinas, lo que provoca ruidos, vibraciones y el vertido de contaminantes al medio ambiente como resultado de su desmontaje y desarme.

Problema científico

Aún no se precisa el comportamiento en el licor producto de la lixiviación, del proceso carbonato amoniacal a concentraciones de amoníaco de 27 a 34 %, la relación entre la presión de saturación y la formación de burbujas, lo cual limita la predicción de la ocurrencia del fenómeno de cavitación, las afectaciones de los impelentes de las bombas centrífugas y al incremento del consumo de energía de estas.

Objeto de la investigación

Presión de saturación y formación de burbujas en bombas centrífugas utilizadas para el trasiego de licor producto de la lixiviación.

Objetivo general

Determinar el comportamiento de los valores de presión de saturación y de la formación de burbujas, en el licor producto de la lixiviación, del proceso carbonato amoniacal, para predecir los límites de ocurrencia del fenómeno de cavitación y su influencia sobre los consumos energéticos y las averías en impelentes de bombas centrífugas, que trasiegan ese fluido, a concentraciones de 27 a 34 % de amoníaco.

Campo de acción

Comportamiento de la presión de saturación y su relación con la formación de burbujas en el licor producto de la lixiviación, a concentraciones de 27 a 34 % de amoníaco y su efecto sobre los impelentes de las bombas centrífugas.

Objetivos específicos

1. Establecer las limitaciones de los fundamentos teóricos sobre la formación de burbujas en el licor producto de la lixiviación y de las afectaciones que ocasiona este fluido, en la

superficie del material de los álabes del impelente, en las bombas centrífugas empleadas para el trasiego de este fluido.

2. Determinar las propiedades del licor producto de la lixiviación en el proceso carbonato amoniacal, cuando ocurre el fenómeno de la cavitación en las bombas centrífugas, a partir del comportamiento de la presión de saturación por la formación y evolución de las burbujas.
3. Deducir la ecuación que caracteriza la formación, las dimensiones y el movimiento de las burbujas en el licor producto de la lixiviación a dos concentraciones, que permita la determinación del radio y su velocidad de formación al ocurrir la cavitación.
4. Determinar la relación entre la presión de saturación y la formación de cavidades en los álabes del impelente durante el trasiego del licor producto de la lixiviación, a concentraciones de 27 a 34 % de amoníaco y su influencia sobre los consumos energéticos donde intervienen los costos de mantenimiento, el consumo de materiales y de piezas de bombas, para predecir la ocurrencia de la cavitación en las bombas centrífugas.

Hipótesis

El comportamiento de la presión de saturación y su relación con la formación de burbujas, en el licor producto de la lixiviación, del proceso carbonato amoniacal, para concentraciones de 27 a 34 % de amoníaco, permitirá predecir la ocurrencia del fenómeno de la cavitación, la dimensión y el movimiento de las burbujas, así como el consumo energético y las afectaciones causadas a la superficie de los álabes del impelente en las bombas centrífugas.

Tareas del trabajo

1. Establecimiento del marco teórico sobre la ocurrencia de la cavitación, la formación de burbujas y las afectaciones sobre los álabes del impelente en las bombas centrífugas.
2. Planificación, diseño y realización de experimentos relacionados con la presión de saturación del licor a 27 y 34 % de concentraciones de amoníaco.
3. Obtención de las regularidades del comportamiento de la presión de saturación, la formación y movimiento de las burbujas, así como las variaciones microestructurales de la aleación Hastelloy C – 276, a concentraciones de 27 y 34 % de amoníaco en el LPL.

4. Fundamentación del proceso que conduce al establecimiento de la presión de saturación en la formación y el movimiento de las burbujas del licor a 27 y 34 % de concentraciones de amoníaco.
5. Determinación de la influencia que tiene el consumo energético en bombas centrífugas empleadas para el trasiego de licor producto de la lixiviación.
6. Valoración de los resultados y planteamiento de los efectos: económicos, sociales y ambientales del proceso de transporte con bombas centrífugas ante la posibilidad de poder diagnosticar y prever la cavitación.

Novedad científica

Valores límites de presión de saturación y su relación con la formación de burbujas, en el licor producto de la lixiviación, del proceso carbonato amoniacal, a concentraciones de 27 y 34 % de amoníaco, que posibilite predecir el comportamiento del fenómeno de cavitación y su influencia sobre los impelentes de las bombas centrífugas.

Aporte práctico del trabajo

La obtención de los valores de presión de saturación del licor producto de la lixiviación, en el proceso carbonato amoniacal, para concentraciones de amoníaco de 27 y 34 %, permite establecer las condiciones de regulación del flujo, sin que se produzca el fenómeno de cavitación, lo que posibilitará reducir el consumo energético y las afectaciones sobre los impelentes en las bombas centrífugas.

Aportes metodológicos del trabajo

La deducción y aplicación de la ecuación que caracteriza la evolución de burbujas para el licor producto de la lixiviación a 27 y 34 % de concentración de amoníaco, mediante el uso de las propiedades físicas establecidas de forma experimental, que depende de los valores de la presión de saturación, la predicción del movimiento de las burbujas y de su tamaño para la determinación del fenómeno de cavitación en las bombas centrífugas.

CAPÍTULO 1

MARCO TEÓRICO DE LA

INVESTIGACIÓN

CAPÍTULO 1. MARCO TEÓRICO DE LA INVESTIGACIÓN

1.1. Introducción

Durante el trasiego del licor producto de la lixiviación (LPL) a través de bombas centrífugas, en su interior se produce la formación de burbujas de vapor. Como consecuencia, ocurren afectaciones a estos equipos causados por la acción del rozamiento o impacto de sólidos, líquidos, gases o combinaciones de ellos; lo que se manifiesta de forma recurrente y provoca daños de erosión y formación de cavidades que afectan el funcionamiento.

Según (Milichenko y Alexandrov, 1975; Zhu - Wang *et al.* 2014; Meng *et al.* 2014) estos daños, están relacionados con la influencia de fenómenos como: la cavitación y la resistencia hidroabrasiva de los materiales que están fabricadas las bombas centrífugas. Donde la erosión es causada por partículas sólidas impulsadas por una corriente de líquido y gas, aceleradas por ciertas fuerzas que conducen al desgaste progresivo.

En el presente capítulo se establece como objetivo: exponer los fundamentos teóricos sobre la formación de burbujas en el LPL y de las afectaciones que ocasiona este fluido, en la superficie del material de los álabes del impelente, en las bombas centrífugas empleadas para el trasiego del LPL, en la industria metalúrgica del níquel.

1.2. Características del licor producto de la lixiviación en el proceso tecnológico

En el proceso metalúrgico, de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”, para la obtención del sinter de níquel como producto final, se utilizan fluidos que son trasladados a las diferentes etapas de la producción mediante la utilización de bombas centrífugas. En la

etapa de lixiviación, la mezcla que se transporta contiene los licores amoniacaes a diferentes concentraciones, desde su vertimiento en los tanques de contacto hasta la salida en la UBP de Recuperación de Amoniacos y Cobalto, en el cual el licor producto de la lixiviación presenta características físico – químicas específicas.

Carón (1950) lo caracteriza como una mezcla de agua y amoniacos, con la presencia de sólidos disueltos y en suspensión, que se trasiega a temperaturas que van desde 20 hasta 64 °C. Esta solución según el principio de Gibbs, es un fluido de tres componentes (agua, amoniacos y partículas sólidas) y en estado de saturación puede presentarse como una función de tres variables: la temperatura de saturación, el contenido de amoniacos y partículas sólidas, a las que les corresponde un único valor de presión de saturación, de acuerdo con las concentraciones de amoniacos (Osseo - Asare, 1975 y Miranda, 2002).

Según Colectivo de autores (1987), la UBP de Recuperación de Amoniacos y Cobalto tiene la función de procesar el licor fuerte de amoniacos (NH_3) y el CO_2 , así como recibir los desechos lixivados (colas) proveniente de la etapa de Lixiviación, donde se obtiene como producto final de esta UBP, la pulpa de carbonato de Ni.

El licor amoniacal es transportado de los turboareadores a los sedimentadores, luego pasa por los filtros prensa, sobre el que se depositan los sólidos de Fe y Mg, considerados principales impurezas y contaminantes para el proceso. En dicho proceso el material filtrado disminuye los sólidos, presentes en la suspensión, de 360 a 20 ppm, las partículas sólidas filtradas se encuentran en un rango de 100 a 200 *mesh* (70 - 150 μm), valores que están considerados como los de mayor eficiencia para el proceso de filtración.

El LPL llega a la UBP de Recuperación de Amoniacos y Cobalto y se deposita en unos tanques de 3 000 m^3 de capacidad desde donde se bombea a las torres de destilación, según el programa utilizado en la empresa para la supervisión del proceso el “Control Automatizado de Supervisión y Adquisición de Datos” (CITECT), como se muestra en el anexo 1; en el cual se

separa parte del amoníaco y el CO_2 , con lo que se forma el precipitado de carbonato básico de Ni, se descarga de las torres a una presión de 0,78 MPa, se envía a los tanques despresurizadores (EV - 209 y 210), donde se desprende parte del agua de la pulpa en forma de vapor y se escapa a la atmósfera a través de las chimeneas de dichos tanques.

El licor producto de la lixiviación se caracteriza por ser una mezcla de fluido multicomponente, con la presencia de NH_3 y H_2O en forma líquida, de NH_3 y CO_2 en estado gaseoso y la presencia de sólidos en suspensión, que contienen elementos químicos como Co, Ni, Fe, Mg y S (Manual de Operaciones, 1985).

Estas características del licor producto de la lixiviación, lo convierte en un fluido que, en comparación con otros, posee componentes que propician un escenario favorable para provocar el desgaste y la formación de cavidades en los componentes de las bombas centrífugas, fundamentalmente en el interior de la voluta (Alcántara *et al.* 2016). Esta situación resulta desfavorable para la UBP que realiza la transportación del mismo a través de estos equipos a varias etapas del proceso.

Si se compara el licor con el agua, en relación con el efecto que provocan, durante su transportación, con la formación de cavidades en las bombas centrífugas, se constata que dicho licor presenta mayor posibilidad de formar burbujas, las cuales inciden en la ocurrencia de la cavitación, debido, primordialmente a que a una misma temperatura la presión de saturación del LPL es mayor que en el agua, debido a la presencia de amoníaco, la que posibilita que se transforme de su estado líquido al gaseoso (Reyes, 2015).

Para justificar lo anteriormente expuesto, Reyes (2015) experimentó con diferentes fluidos (agua y licor producto de la lixiviación), los cuales le permitieron predecir el comportamiento de la formación de burbujas para disímiles condiciones y medir las presiones de saturación a la entrada y a la salida de la voluta en la instalación experimental que trasiega fluidos por medio del funcionamiento de una bomba centrífuga.

El mencionado autor demostró que los cambios de presión, permanecen por debajo de cierto límite, establecido como valor de presión de saturación, la cual genera la formación de burbujas (transformación del estado de agregación de la sustancia de líquido a vapor), esta implosionan en la superficie del álabe y que las burbujas formadas luego de la implosión, no se identifican por un nuevo cambio de fase de vapor a líquido dentro de la bomba, por lo que se mantienen hasta salir de la arista del impelente y la voluta de la bomba, la que forma un oscilador de burbujas en la tubería de descarga.

En otro trabajo Reyes (2016) en relación con el fenómeno de la formación de burbujas en el LPL y a partir del modelo de Romo (2013), argumenta que las burbujas se forman, cuando la presión del fluido en movimiento alcanza valores inferiores de la presión inicial P_0 a la presión de saturación P_s correspondiente a su temperatura y que realizan cambio de fase de líquido a vapor como el mostrado en la figura 1.1. Donde P_1 es la presión media y P_2 la presión final.

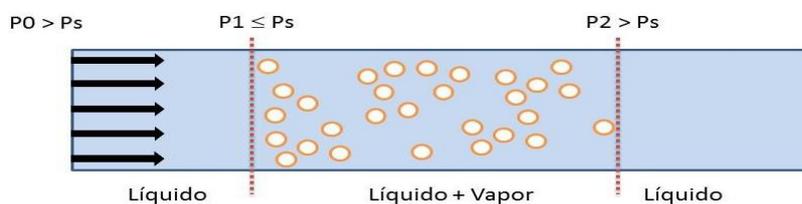


Figura 1.1. Formación de burbujas por variación en las presiones. Fuente: Romo (2013)

Consideran, Reyes (2010), Finley y Clinton (2014); Xiao *et al.* (2016), que el cambio de fase, originado por la formación de las burbujas en el fluido, debido a las variaciones experimentadas por las presiones en las diferentes secciones del medio confinado, donde coexiste el fluido en la fase líquida y de vapor, a través del estudio de la teoría de los patrones de flujos, se fundamenta en columnas de burbujeo de forma vertical. Estos patrones se reflejan a través de su esquematización, pero se tiene como dificultad, la imposibilidad de captar imágenes que evidencian el comportamiento en instalaciones experimentales o industriales que les permitan observar estas variaciones, por lo que para investigar la cavitación hay que emplear cámaras ultrarrápidas.

Durante la búsqueda bibliográfica relacionada con el efecto y la influencia del licor producto de la lixiviación en la cavitación, se pudo constatar que, en las literaturas consultadas, no se precisa que, durante el transporte de esta mezcla existe la posibilidad de formación de burbujas, si se considera que esta contiene partículas sólidas en suspensión; así como la presencia de amoníaco en su estado de agregación de gas y líquido.

1.3. Comportamiento de las burbujas en el transporte de fluidos

En la evaluación del comportamiento de los fluidos existen modelos para la determinación de la formación de burbujas en una sustancia, los cuales parten, según Ramírez y Giraldo (2013); Xue *et al.* (2014), de la relación existente entre el crecimiento de una burbuja típica en el fluido con algunas propiedades del flujo como el campo de velocidad, la presión del fluido y la presión de saturación de la sustancia.

Cuando en una región, el flujo y la presión en el interior de la burbuja (P_b) y del vapor del fluido (P_v) alcanzan valores iguales o menores y las burbujas adquieren el radio máximo con respecto al radio inicial, se mueve a una zona de presión más elevada, entonces ocurre el colapso en función del tiempo en dependencia de las oscilaciones que se presentan en el radio de la burbuja. Consideraciones de los autores Ramírez y Giraldo (2013); Xue *et al.* (2014), exponen que, luego de la ocurrencia de la cavitación, se puede observar el efecto de un campo de presión dependiente del tiempo, que es provocado por la influencia de la presión sobre la frontera de la burbuja.

Deckwer (1993); Sha y Liu (2014) hacen referencia al flujo intermitente y expresan que su ocurrencia está asociada con diámetros pequeños de columna y altos flujos de gas. Las burbujas grandes pueden ser estabilizadas por efecto de la pared y formar burbujas pistón, las cuales pueden alcanzar hasta un diámetro similar al de la tubería. Shah *et al.* (1982) al estudiar los patrones de flujo (figura 1.2), en una columna de burbujas de un evaporador, manifiestan que, las mismas representan una secuencia aproximada de movimiento.

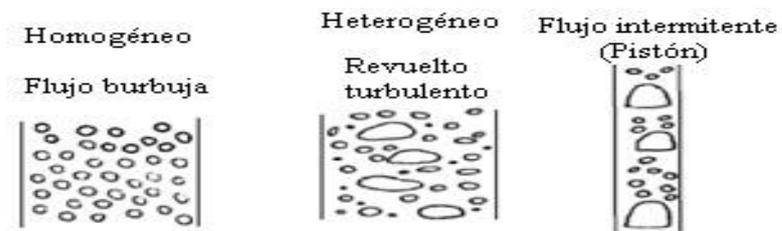


Figura 1.2. Patrones de flujos de burbujas. Fuente: Shah *et al.* (1982)

En los ensayos realizados por Shah *et al.* (1982), Hewitt (1978) y Hewitt *et al.* (1986), son del criterio que, las tasas de flujos son concurrentes y, de forma general, se observa la intensidad de formación de cavidades y existe la formación de un oscilador de burbujas (patrón interrumpido de las burbujas) el cual desciende en la tubería de impulsión para la parte interior de la voluta de la bomba.

Los patrones flujo de burbujas y revuelto turbulento se observan en la tubería de succión y aparecen indistintamente, pero dependen, de forma fundamental, del control del gasto que se realiza a través de la válvula de regulación de flujo. Se produce un patrón de régimen heterogéneo al normalizar el flujo a un gasto menor, lo que se manifiesta de forma perceptible en la caída de presión en la máxima intensidad de la cavitación. Mientras que el patrón de flujo burbuja se produce cuando se normaliza el flujo a un gasto menor.

Según Delhaye (1983), Hewitt *et al.* (1986); Fukaya (2014), en estas condiciones, el flujo de gas se convierte en burbujas de Taylor. Estas presentan forma alargada, similar a una bala; manifiestan un diámetro casi igual al de la tubería.

Según Triszcz *et al.* (2009) y Luo *et al.* (2014), entre la burbuja de Taylor y la pared de la tubería, el líquido desciende en forma de una película delgada y forma un flujo batido, muy similar al intermitente; pero mucho más caótico, espumoso y desordenado. Esta burbuja se comienza a reducir y su forma se destruye. El tapón de líquido que separa a estas burbujas se deforma repetidamente por una alta concentración de gas y se reduce la separación.

Hewitt (1978), Taitel y Dukler (1980), Delhaye (1983), Fu *et al.* (2013) y Song *et al.* (2014) plantean que, se aceptan cuatro tipos de patrones de flujo para sistemas multifásicos gas -

líquido en tuberías verticales: el flujo burbuja, el flujo intermitente, el flujo turbulento y el flujo anular. Con respecto al primer patrón, consideran que la fase de gas es más uniforme en relación con la fase continua líquida; para el intermitente, expresan que las dos fases se redistribuyen axialmente y en cuanto a los dos últimos, coinciden con el criterio de los autores mencionados anteriormente. De manera que, en cualquier sección transversal, las tasas de flujo varían con el tiempo.

La característica del flujo batido, donde el líquido es oscilatorio o la dirección de su movimiento es alternativa, es decir, ascendente y descendente. En cambio, un flujo anular, se caracteriza por la continuidad en la dirección axial de la fase gas a lo largo del centro de la tubería. La fase líquida, según Wallis (1969), asciende en parte como película ondulada y parcialmente ingresa por el centro en forma de gotas.

El movimiento de las burbujas es valorado por Taitel y Dukler (1980); Wang *et al.* (2013), desde el punto de vista de la hidrodinámica expresan que, en tuberías gas – líquido, la hidrodinámica se produce al mezclar flujos de gas y líquido en un conducto y que las fases de gas y líquido pueden distribuirse en variedad de patrones en que la fase continua es el líquido y el gas es la fase discontinua.

Los diferentes patrones de transporte de fluido dependen de las tasas de flujo que pueden producirse a contracorriente o concurrente, en dependencia de las características de la tubería (forma y tamaño) y de las propiedades físicas de dichos fluidos (viscosidad, densidad, tensión superficial y presión de saturación).

Lo analizado muestra que, el tema de la cavitación y la formación de burbujas es complejo. Por ello Dopazo (2008); Kamiel y Howard (2014) e Hidro News (2021) plantean que existe unión indisoluble entre cavitación y formación de burbujas y puntualizan la dificultad para la medida detallada y el diagnóstico de sistemas cavitantes debido a las pequeñas escalas espaciales y temporales involucradas.

Las investigaciones relacionadas con los patrones de flujo y el comportamiento de las burbujas, se limitan a valorar y evaluar estos aspectos en tuberías verticales y no consideran la incidencia del funcionamiento de equipos dinámicos. Es todavía un tema pendiente de investigación, el origen de la formación de burbujas de cavitación que, según Lauterborn (1998) y Somia - Alfatih *et al.* (2014) es provocado por variación de la presión hidrodinámica o por deposición de energía de las partículas contenidas en el líquido.

Son del criterio, además de que, presumiblemente al formarse la burbuja, exista la presencia de gas, de vapor o una combinación de ambos dentro de ella. La evolución de estos últimos en el interior de una burbuja, a partir de una temperatura constante, puede ser de forma lenta o rápida, cuando ella varíe su tamaño.

1.3.1. Fenómeno de la cavitación en las bombas centrífugas

De los estudios realizados sobre cavitación en bombas centrífugas, se destacan los realizados por: Karassik (1985), Vela *et al.* (1994), Sánchez y Fuentes (1996), Freitas y Costa (1999), Tanaka (1999), Izquierdo *et al.* (2000), González (2002), Friedrichs y Kosyna (2002), Cisneros (2007), Reyes (2007). Experimentan, simulan y desarrollan métodos iterativos basados en las ecuaciones de continuidad y energía, para localizar fugas en tuberías de distribución de agua en el comportamiento dinámico de una máquina radial.

Los citados autores demuestran que las fluctuaciones de presión y caudal son creadas por los álabes al pasar por la lengüeta de la cámara espiral durante la ocurrencia del fenómeno de la cavitación, sin embargo, en ninguno de estos trabajos se pudo constatar que se hayan realizado estudios sobre el efecto de la cavitación en bombas centrífugas, relacionados con el licor producto de la lixiviación.

González *et al.* (2002), simulan el comportamiento dinámico de una máquina radial, centrándose en las fluctuaciones de presión y caudal, creadas por los álabes al pasar por la lengüeta de la cámara espiral. Exponen que la formación de cavidades, induce a

irregularidades en los parámetros que participan en la transferencia de energía y cantidad de fluido, lo que conduce a pérdidas en su potencia y a la disminución del rendimiento.

Friedrichs y Kosyna (2002) analizaron el comportamiento de la cavitación, en volutas durante el paso de los álabes para máquinas de baja velocidad y flujo radial, obtuvieron la caída de presión, al variar la velocidad de rotación propia de la cavitación que, según sus resultados, está unida a la relación del volumen del fluido ocupado en los álabes.

Además de las inestabilidades creadas al abrir o cerrar válvulas o al poner en marcha o parar bombas, aparecen los problemas relacionados con las líneas de transmisión. Uno de los trabajos en este campo es el de Freitas y Costa (1999), los cuales investigan la validez de la utilización de los modelos unidimensionales para la predicción de daños inducidos por la transitoriedad de las presiones a bajos números de Mach. Obtienen que el método sea aplicable a tuberías metálicas, pero no a tuberías de plástico.

Izquierdo *et al.* (2000), desarrollan un modelo matemático que evalúa la presión máxima en una canalización de fluido donde existen bolsas de aire al poner en marcha la bomba. El modelo se basa en la utilización de la ecuación de oscilaciones de masa para columna rígida en el caso de agua y columna elástica para el caso de aire. Las pérdidas por fricción las determinan mediante la ecuación de Darcy - Weisbach.

Tanaka y Weidong *et al.* (2014) y Strongin (2015), demuestran que, las fluctuaciones de presión y caudal son causadas por una oscilación de la dinámica de la cavitación en su interior y que esta se produce al variar el flujo de manera brusca. Las mencionadas fluctuaciones producen un flujo que ocasiona la formación de burbujas separadas del líquido y que colapsan entre sí, lo cual proporciona inestabilidades al fluido. En esta investigación no se precisan los radios y tiempo de duración de las burbujas formadas durante la cavitación y no se determinan las velocidades que alcanzan estas.

Según se ha podido apreciar, en las investigaciones mencionadas, los autores no exponen el comportamiento de fluidos con características metalúrgicas multicomponente que reflejen los parámetros de explotación (caudal, presión hidrodinámica, altura de succión) y de la frecuencia del movimiento de las burbujas en condiciones del licor producto de la lixiviación, a diferentes concentraciones.

1.3.2. Presión y formaciones de burbujas en el desarrollo de la cavitación

El fenómeno de la cavitación implica la formación y presencia de burbujas, producto del cambio de fase de la sustancia desde su estado líquido al estado de vapor. Según González (1983), Pérez (2004), Cisneros (2007) y Brennen (2011), en los líquidos es posible obtener una presión baja debido al movimiento del fluido. Al formarse las burbujas de vapor que se dirigen a regiones de la voluta donde existe mayor presión, estas rompen con intensidad suficiente e implosionan en el interior de las bombas, provocan daños estructurales graves e irreversibles en las partes de la misma y ocasionan, además, una disminución en la eficiencia y la potencia de la bomba.

Reyes (2010), Reyes (2015) y Stechmann *et al.* (2015) exponen que, como consecuencia de la formación, crecimiento e implosión de las burbujas, ocurre la erosión y desprendimiento en la superficie del material de los álabes del impelente. El tamaño de las burbujas varía de forma constante y oscila en un tiempo antes de su desaparición, con la ocurrencia de variaciones bruscas de la presión.

Según Ramírez y Giraldo (2013), durante el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas las burbujas efectúan una trayectoria que puede ser determinada por la ecuación de Rayleigh – Plesset, simbolizada por (R.P). El crecimiento y colapso de burbujas es asimétrico, lo que prueba que su evolución se realiza de forma no lineal.

Durante el transporte del fluido, se produce una transición de las fases de líquido a vapor, que da origen a la formación de burbujas. En este proceso dinámico, el tamaño de las burbujas

varía de forma súbita (crece y colapsa), la presión sufre variaciones rápidas, que, como consecuencia de estas, ocasionan cavidades en las superficies del material de los álabes del impelente, lo que confirma la presencia del fenómeno de la cavitación.

En la dinámica de las burbujas de cavitación, según Torres (2010), estas experimentan un comportamiento típico de formación y colapso, donde la velocidad del fluido aumenta, lo que provoca una disminución de presión, lo que genera burbujas en la interfase. Las etapas de crecimiento y colapso están caracterizadas por una velocidad de implosión mayor que la velocidad de crecimiento, esta descripción dinámica se muestra en la figura 1.4.

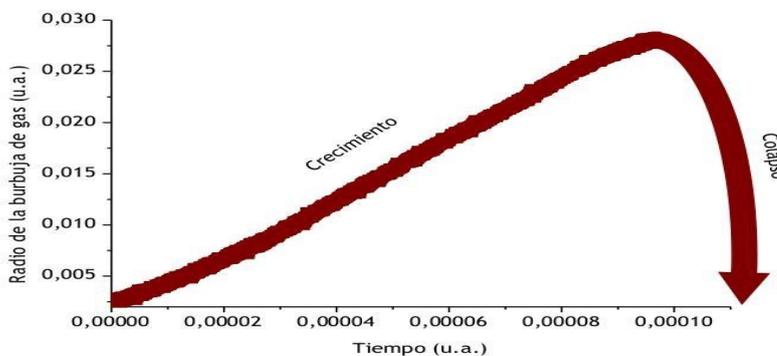


Figura 1.3. Dinámica de las burbujas de cavitación. Fuente: Torres (2010)

La evolución desarrollada por las burbujas depende de variables como el tamaño inicial y final, la tensión superficial, los volúmenes de gases disueltos que aparezcan, la densidad y la viscosidad. Si se tiene en cuenta el tiempo y la evolución de las burbujas, la etapa de crecimiento no ocurre de forma brusca, en comparación con el proceso de colapso (Barnes 1968; Tosin *et al.* 2015).

Alehossein y Qin (2007), demostraron que, durante el mencionado proceso de colapso, en el agua a 27 °C, logran alcanzar velocidades sónicas, de aproximadamente 1 500 m/s, con una presión de saturación de 4 240 Pa.

Las características principales que manifiesta la evolución de burbujas son el tamaño que alcanza en el flujo y su tiempo de vida. Ellas pueden presentar cambios experimentales en la presión a nivel local y en las fluctuaciones de las variables termodinámicas, mientras que, sus

oscilaciones, son debidas a procesos de carácter irreversible asociados con el cambio de fase que se presenta sucesivamente en el flujo (de líquido a gas y de gas a líquido) a la variación de cantidades como la presión, la energía y la interfase de la burbuja (Gros *et al.* 2015 y Lettieri *et al.* 2015).

1.3.3. Colapso de las burbujas durante la formación de cavidades

Según Torres (2010), existen dos tipos de colapso de una burbuja: el simétrico y el asimétrico. El primero se produce, cuando esta se genera alejada de cualquier tipo de superficie, ya sea blanda (membrana) o rígida (pared sólida). Durante este colapso, la cavidad esférica permanece debido a que su entorno es uniforme y se produce una onda de choque que se propaga en todas direcciones. El segundo aparece al producirse la cavitación en un líquido y la burbuja implosiona cerca de una superficie sólida. En este caso se forma un chorro de líquido “micro - jet” de gran alcance que se dirige a la superficie sólida.

Sin embargo, según Dopazo (2008), dada la complejidad del fenómeno, todavía no es posible tener una teoría bien consolidada que describa, en detalle, cada aspecto de la cavitación, principalmente por la cantidad de fenómenos involucrados, cambios de fase, en las variables termodinámicas y condiciones que inciden en el desarrollo de cavidades.

Barnes y Rieckhoff (1968), Lu *et al.* (2015) y Barzdaitis *et al.* (2016) son del criterio de que, durante la cavitación, la burbuja se traslada a zonas de mayor presión, lo que la hace colapsar principalmente en la superficie extrema en los álabes del impelente. El colapso ocurre a velocidades sónicas, por lo que se eyectan micro chorros de líquido a alta velocidad (1 000 m/s) con una fuerza suficiente para erosionar componentes de la bomba.

En presencia de un fluido que contiene partículas sólidas erosivas (como en bombeo de pulpas de minerales), se acelera el desprendimiento de material de la superficie de los álabes del impelente por el efecto de las partículas impulsadas en los pequeños vórtices que se forman en

las incipientes picaduras, lo que provoca ineficiencia en el rendimiento de la bomba (Brennen, 2011; Pei, 2019).

En la figura 1.5, se muestran daños asociados con el defecto de formación de cavidades, relacionados con el efecto del licor producto de la lixiviación sobre los álabes del impelente de bombas centrífugas.

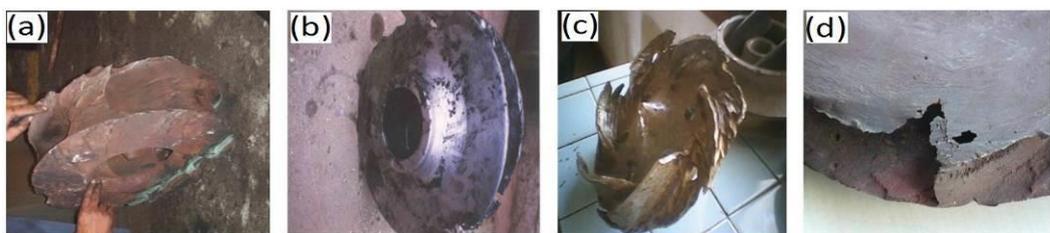


Figura 1.4. Impelentes dañados por el efecto del licor producto de la lixiviación.

Según se observa, durante la exposición a condiciones de trabajo con incidencia directa del licor producto de la lixiviación, los impelentes sufren daños irreparables, por lo que hay que retirarlos de forma permanente del sistema. Las pérdidas en las superficies límites de sus álabes, conocida como erosión por cavitación, traen aparejado ruido generado sobre un ancho espectro de frecuencias llamada de golpeteo, pérdida en el rendimiento de la bomba y alteraciones en la transportación del fluido; dificultades que en su conjunto provocan la ocurrencia del efecto indeseado de las vibraciones, en el funcionamiento de la turbomáquina (Alcántara *et al.* 2016).

1.4. Características del licor y su incidencia en la presión de saturación

El uso de soluciones de NH_3 y CO_2 para lixiviar los óxidos de níquel de las menas que contienen como elementos fundamentales el níquel y el cobalto, fue efectuado primeramente por M. H. Caron (Caron, 1950 y Miranda, 2002). Exponen que, si estos elementos se llevaban en estado metálico a una reducción selectiva, podían ser lixiviados por una solución saturada, cuando se trabaja con bajas o intermedias concentraciones de NH_3 y CO_2 , habitualmente usadas a escala comercial en Cuba.

Según Kunii y Levenspiel (1991) el licor producto de la lixiviación es considerado un fluido trifásico muy complejo de transportar a través de tuberías, debido a la presencia de varias fases. El estudio de la reología de estas mezclas lo consideran como un fluido que presenta un comportamiento no newtoniano, donde su característica fundamental es que su viscosidad es función del gradiente de velocidad, cambia con la variación de dicho gradiente, aún cuando se mantenga la temperatura, comienza a fluir apenas se les aplica un esfuerzo cortante, por lo que el comportamiento reológico al variarse diferentes factores, es de uso limitado (Gillies *et al.* 1991; Doron y Barnea, 1995).

Garcell (2001) demuestra que las estructuras del movimiento de las mezclas dependen de la fracción volumétrica del gas, de la velocidad de la fase líquida en la mezcla y este flujo es independiente de la forma de entrada del gas en la tubería.

En el transporte de la fase líquida, por tuberías, cuando las velocidades no exceden de 3 – 3,5 m/s, pueden formarse estructuras estables con respecto al movimiento de la hidromezcla trifásica (Bilicki *et al.* 2002). En emulsiones, la mezcla está compuesta por burbujas de gas relativamente pequeñas, distribuidas uniformemente en los límites del área del flujo de la hidromezcla y la fracción volumétrica del gas en la mezcla (Turro, 2002).

Los valores de presión y temperatura son independientes de las cantidades de líquido y vapor presentes, sólo depende de la naturaleza del primero o el sólido y de la temperatura; como ocurre en sustancias puras (agua, nitrógeno y amoníaco) (Reid *et al.* 1987).

En el estudio de la cavitación en bombas centrífugas según González (1983), Ramos (1994), Pérez (2004), Cisnero (2007), Reyes (2010) y Brennen (2011) es necesario conocer la presión de vapor o presión de saturación del fluido a transportar, la misma determina el cambio de fase del licor producto de la lixiviación y este produce la cavitación.

La determinación de la presión de saturación en función de la temperatura para fluidos multicomponentes, fundamentalmente, cuando se trata de mezclas de sustancia con amoníaco a diferentes concentraciones, se realiza mediante diagramas o por métodos de estimación

basados en ecuaciones empíricas. Ambas vías son imprecisas para el licor producto de la lixiviación que se bombea en el proceso de producción de níquel, ya que en el mismo están presentes sólidos en suspensión, que modifican el valor de la presión de saturación.

La exactitud en los cálculos de presión de vapor de un fluido es esencial para entender el comportamiento de la fase líquida y para la realización de cálculos de equilibrio de múltiples fases de sistemas multicomponentes (Godavorthy, Robinson y Gasem, 2006).

Según Cardona (2016), debido a la ausencia o limitado rango de datos experimentales de la presión de vapor en la literatura científica, varios investigadores se han visto en la necesidad de desarrollar diferentes modelos para estimar dicha propiedad, acción que se aleja un tanto de la precisión de la presión de saturación para la toma de disposición.

Plantea Romero (2006), el principal inconveniente para determinar las propiedades termodinámicas de fluidos multicomponentes al tomar los valores de la presión de saturación de tablas y gráficos, es que estos valores difieren de los obtenidos experimentalmente para mezclas a diferentes concentraciones de amoníaco.

La presión de una sustancia pura, en función de la temperatura, es abordada por Rincón (2002), quien analiza el comportamiento de este parámetro en dependencia de la temperatura que posee el agua; de acuerdo a la regla de fases de Gibbs la presión de saturación depende de una variable, en este caso la termodinámica, con un incremento de la presión de saturación en función de la temperatura.

Conde (2004) expone resultados relacionados que relaciona la presión de saturación y las propiedades termodinámicas, pero solo analiza la de la mezcla amoníaco y agua, de la que obtiene las curvas de saturación, entalpía, tensión superficial y viscosidad. Su objetivo fue evaluar el comportamiento de estas propiedades para la utilización en dicha mezcla, como refrigerante, en el diseño de instalaciones industriales de refrigeración por absorción.

Si bien sus resultados se acercan a las condiciones de trabajo existentes en el sistema de bombeo de licores amoniacales en la producción de níquel, el autor considera que los

resultados son insuficientes para el análisis del sistema de bombeo de licor producto de la lixiviación, pues este presenta propiedades físico - químicas y termodinámicas que lo diferencia de la mezcla amoníaco y agua, por lo que estos fluidos no se corresponden.

El licor producto de la lixiviación es un fluido multicomponente, utilizado en el proceso de la obtención de sínter del níquel, se transporta a través de bombas centrífugas con una prevalencia a la formación de las burbujas, en dependencia de las concentraciones, influencia de la composición química y la presencia de partículas sólidas en suspensión.

Según lo analizado sobre las características del licor producto de la lixiviación en la formación de cavidades, se pudo establecer que aun en las literaturas consultadas, no se precisa la ocurrencia de la cavitación en bombas centrífugas a partir de la presión de saturación en el transporte de este fluido.

1.5. Factores que intervienen en la ocurrencia de la cavitación

Según estudios de modelos de máquinas hidráulicas realizados en laboratorio por Hammitt (1980), Cisnero (2007) y Dopazo (2008), se confirma que la cavitación es un problema complejo, donde intervienen diferentes factores tales como: el diseño, el tamaño de la máquina y la velocidad específica o el punto de funcionamiento, y que actualmente no es posible conseguir la predicción de la influencia de estos factores con precisión satisfactoria.

Karassik (1985), Pérez (2004), Reyes (2007 y 2010) se plantean que, existen agentes que intervienen en la presencia del fenómeno de la cavitación y lo generalizan en diferentes factores fundamentales relacionados con el fluido: la temperatura, la presión de vapor, la densidad del fluido, las propiedades físico – mecánicas, las concentraciones de los gases, la composición química, las concentraciones de la fase sólida y el pH.

En lo relacionado con las características de la red, Reyes (2007) plantea que, para evaluar este factor, se debe tener en cuenta en la succión: la carga geométrica, la presión atmosférica, la carga piezométrica, la carga correspondiente a la presión de vapor y las pérdidas y en lo

relacionado con la bomba, se debe considerar: el caudal, la velocidad de rotación y el coeficiente de velocidad específica.

El comportamiento de estos factores ha sido analizado en instalaciones, tanto experimentales como a escala industrial (Karassik, 1986; Jonas *et al.* 2015), argumentan que, en la práctica, la presencia de cavitación es detectada por el ruido, las vibraciones y la disminución del caudal en más de un 3 %, características generalizadas de este fenómeno.

Con el incremento de la cavitación, el ruido y las vibraciones también lo hacen, en cambio la carga y el caudal disminuyen hasta tomar, este último, valor cero. Estas señales son consideradas inexactas e insuficientes para diagnosticar el grado de avance del fenómeno, pues se limita solamente a analizar los factores relacionados con las características de la red y la energía de presión o Altura Neta Positiva de Aspiración disponible (NPSH_D) y las características de las bombas o Altura Neta Positiva de Aspiración requerida (NPSH_R), sin evaluar las condiciones del fluido como otro factor (Karassik *et al.* 2008 y Beckerle *et al.* 2015 y Denghao *et al.* 2015, 2019).

A partir de los parámetros que caracterizan las bombas centrífugas (Pérez (2004), establece la ecuación que relaciona la velocidad específica y las características de los impelentes entre puntos de apoyo y en voladizo y expone la dependencia de la velocidad específica del coeficiente de velocidad para la posible ocurrencia de la cavitación. Por otro lado, Reyes (2007) evalúa la carga en la succión, en relación con la característica de la red y establece la carga geométrica en la succión y la distancia vertical entre el eje de la máquina y el nivel del fluido. La carga en la succión se determina por la incidencia de los niveles de vibraciones de una instalación industrial, lo que coincide con los criterios de Hamomd *et al.* 2014.

1.6. Método de evaluación de la cavitación en los sistemas hidráulicos

Según las bibliografías consultadas, Marchegeani (2006) y Cavazzini *et al.* (2015), existen formas y métodos para la evaluación e identificación de la ocurrencia del fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas. Los métodos experimentales en máquinas hidráulicas con

respecto a este fenómeno difieren, principalmente, en la determinación y constatación del inicio del fenómeno físico seleccionado.

Dentro de los principales métodos utilizados para evaluar la cavitación están: el coeficiente de cavitación o parámetro de Thomas, donde la evaluación se realiza a través de la condición de ausencia de cavitación; el método de evaluación mediante la comparación de los valores del $NPSH_D$ y el $NPSH_R$, que evalúa la condición de ausencia de cavitación; los métodos que se apoyan en herramientas informáticas como el método de discretización de burbujas de cavitación a través de elementos finitos y el método de evaluación de las presiones. También puede utilizarse la Dinámica de Fluido Computacional (CFD) como herramienta informática que permite simular la ocurrencia de la cavitación, (Iannetti *et al.* 2016 y Moreno *et al.* 2021).

Marchegeani (2006) considera que, pueden diferenciarse tres métodos de detección del fenómeno. El primero relacionado con el cambio en el rendimiento hidráulico de la máquina, se pone de manifiesto en la variación de la altura, la potencia y el caudal. El segundo se logra por la observación visual directa o fotográfica de las bolsas de vapor o burbujas en los álabes del impelente, la medición de los ruidos y por la observación y medición de las vibraciones que acompañan el funcionamiento de la máquina.

El método para evaluar la condición de ausencia de la cavitación es a través de la carga neta de succión positiva, consiste en establecer la condición de la energía necesaria de la altura de succión, definida en la aspiración de una bomba, en la que debe garantizarse una cantidad de energía crítica, para vencer las resistencias hidráulicas, en los tramos hasta los álabes del impelente y garantizar la velocidad y aceleración suficiente a la entrada de los mismos (Karelin, 1975 y Wang *et al.* 2015; Wenguang *et al.* 2021).

Según Dopazo (2008), Karassik (1986) y Zhu *et al.* (2016) es difícil señalar con precisión un valor exacto del $NPSH_D$ en el cual se inicie la cavitación, el valor de $NPSH_D$ que produzca una caída de 3 % de la carga se denomina como $NPSH_R$ mínima. Otro método que se considera para evaluar la condición de cavitación a través del coeficiente de cavitación o

parámetro de Thomas, donde este parámetro de Thomas también llamado número de cavitación, se establece como la relación entre la energía dinámica disponible al final del tubo de aspiración (entrada del impelente) y la altura manométrica máxima H_s (máxima) correspondiente al rendimiento manométrico máximo.

De acuerdo con Karassik *et al.* (1976) y Beckerle *et al.* (2015), los cálculos teóricos deben cumplir cierta condición para que los parámetros en una instalación hidráulica disminuyan la presencia de la cavitación en dependencia de la altura neta positiva y la altura neta requerida:

$$NPSH_D > NPSH_R \quad (1.1)$$

También se determina a partir del $NPSH_D$ y la altura manométrica en la succión de la bomba (H_s) en condiciones de máximo rendimiento. Este parámetro se relaciona con la potencia (W), altura neta (h_s) y caudal (Q) del equipo; por lo tanto, el coeficiente varía constantemente y la existencia o no de cavitación se determina por comparación con un coeficiente crítico de cavitación obtenido a partir de ecuaciones experimentales para la bomba (Nekrasov 1986).

Según Marchegeani (2006) y de acuerdo con el Comité Eléctrico Internacional se establece que, el coeficiente de cavitación σ donde aparece la cavitación incipiente, denominado coeficiente cavitacional crítico σ_c (*σ behind*) y el valor del coeficiente de cavitación más bajo, donde el rendimiento no es afectado por la cavitación es σ_0 (coeficiente cavitacional inicial). Esto permite deducir que mientras σ_0 sea mayor que σ_c , no se producirá el fenómeno de la cavitación.

1.7. Comportamiento energético de las bombas centrífugas en régimen cavitacional

La cavitación en las bombas centrífugas reduce las condiciones de operatividad en sus variables hidráulicas de altura, gasto y eficiencia. Asimismo, causa daños mecánicos en los elementos que la componen (Church, 1987).

Existen diferentes métodos para evaluar la cavitación, estos pueden usarse para prevenir las consecuencias destructivas de la cavitación en los sistemas de bombeo. En el caso de las

bombas centrífugas supone una fuente de excitación dinámica asociada a los procesos de formación de burbujas de vapor en la zona de aspiración del impelente y a la posterior implosión de las mismas al retornar a la fase líquida. Según la intensidad de la cavitación se pueden tener burbujas de muy pequeño tamaño o bien burbujas de tamaños mayores de gran potencial erosivador (Marchegiani, 2006) y (Pei, *et al.* 2019).

La cavitación se puede combinar con otros mecanismos de flujo no estacionario y alterar sus características. Tal es el caso del fenómeno de la cavitación rotativa asociado al desprendimiento rotativo (Brennen, 1994).

La condición física fundamental para la aparición de la cavitación representado en la figura 1.6 es, evidentemente que la presión en un punto de formación de bolsas de vapor y gas, caigan hasta la tensión de vapor del fluido en cuestión (Paskhov, 1985).

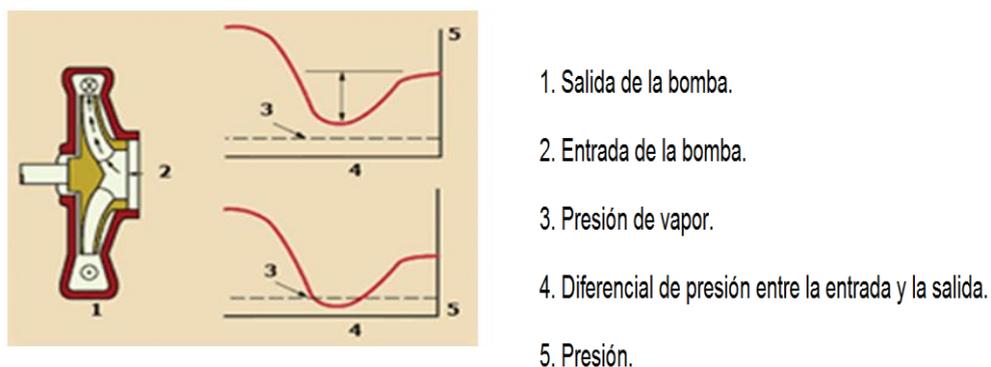


Figura 1.6. Zona donde ocurre la caída de presión y formación de las burbujas. Fuente: Paskhov 1985.

Según Cáceres (2016), para definir energéticamente el comportamiento de la cavitación se debe considerar primeramente la presión del fluido que fluye en una línea (tubería) por presión, ya sea de una bomba o de una diferencia geodésica de altura (tanque elevado) es mucho más alto que la presión del vapor.

En el balance energético de la cavitación en una bomba centrífuga representado en la figura 1.7 la energía total de un medio que fluye esencialmente según Almandoz (2008), consiste en distintas formas de energía.

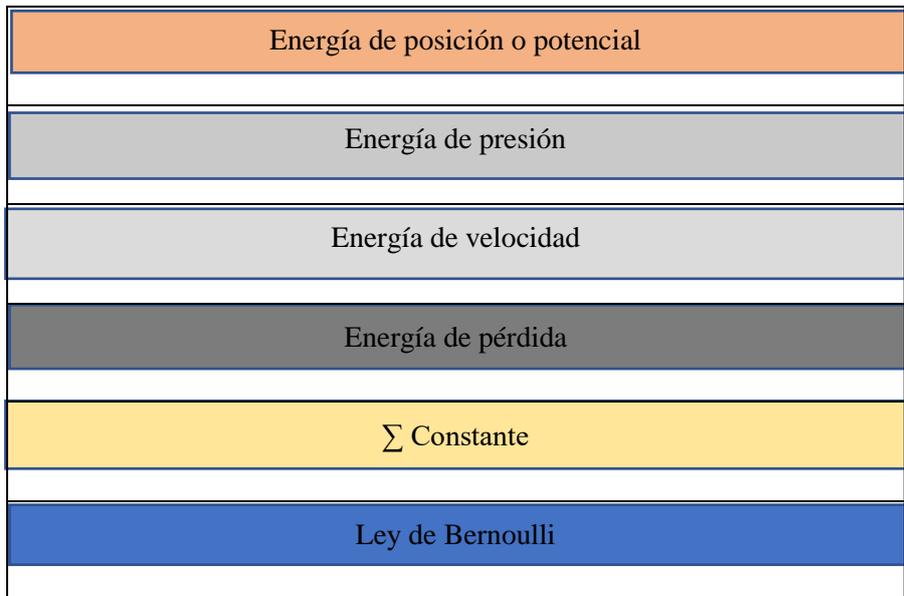


Figura 1.7. Balance energético de la cavitación en una bomba centrífuga. Fuente: Almandoz (2008).

En el diagrama energético de la cavitación aparecen las diferentes transformaciones de la energía que se manifiestan en una bomba, sin embargo, la presión puede caer por debajo de la presión de vapor, se debe analizar el balance energético de una bomba centrífuga a través de la carga neta de succión positiva, esta consiste en establecer la condición de la energía necesaria de la altura de succión, definida en la aspiración de una bomba, en la que debe garantizarse una cantidad de energía crítica, para vencer las resistencias hidráulicas, en los tramos hasta los álabes del impelente y garantizar la velocidad y aceleración suficiente a la entrada de los mismos (Karelin, 1975 y Wang *et al.* 2015).

La energía total existente se almacena como energía potencial. Esta energía potencial durante el flujo, es convertida en:

- Energía de velocidad
- Energía de Presión
- Energía de pérdida

Para establecer entonces, porqué en el punto de la bomba la depresión local solo puede existir como consecuencia de la acción dinámica del movimiento y una forma de esta acción proviene de la inevitable conversión de la presión en energía cinética.

A criterio de Pei, *et al.* (2019) en el funcionamiento en una bomba centrífuga, denominadas también rotativas, tienen un rotor de paletas giratorio sumergido en el líquido. El líquido entra en la bomba cerca del eje rotor, y las paletas lo arrastran hacia sus extremos a alta presión. El rotor también proporciona al líquido una velocidad relativamente alta que puede transformarse en presión en una parte estacionaria de la bomba, conocida como difusor.

Según Marchegeani (2006) y Karassik (1985) la disminución del rendimiento de una bomba se manifiesta cuando la presión a la entrada del rodete es inferior a la presión parcial del vapor, se forman las burbujas de vapor que disminuyen el espacio utilizable para el paso del líquido, se perturba la continuidad del flujo debido al desprendimiento de gases y vapores disueltos, disminuyendo el caudal, la altura manométrica, el rendimiento de la bomba.

En su recorrido dañan los conductos de paso del líquido en el tubo de aspiración y llegan a una zona en el rodete, de presión superior a la presión de vapor, en la que, instantáneamente, toda la fase de vapor pasa a líquido, de forma que el volumen de las burbujas pasa a ser ocupado por el líquido, en forma violenta, lo cual se traduce en un golpeteo sobre los alabes, que se transmite al eje, cojinetes y cierres mecánicos.

1.8. Mecanismo del desgaste ocasionado por la cavitación

Durante el tiempo que se ha estudiado la cavitación, han sido varios los procesos de tratamientos térmicos, termomecánicos y termoquímicos utilizados en la búsqueda para mejorar la resistencia a este tipo de desgaste. Por el lado, de los materiales también han sido ensayadas las más variadas aleaciones y fundiciones de hierro, de base de níquel y cobalto, aceros inoxidable y aleaciones no ferrosas, con resultados que varían, en dependencia de la naturaleza de dichas aleaciones (Mittag y Gabi, 2015).

Los tratamientos térmicos y termoquímicos, se cuentan entre los procedimientos más utilizados, en la ingeniería, para aumentar la resistencia de los materiales a la erosión por cavitación (Laguna, 2013); dentro de los que se destacan: la nitruración gaseosa a altas temperaturas, recubrimientos vía plasma, spray térmico, temple y revenidos sucesivos.

Algunos autores, entre los que se encuentra Terada (2008) coincide en plantear que, Rayleigh proponía un mecanismo para explicar el fenómeno de la cavitación. Dedujo en su hipótesis que durante el flujo de un fluido pueden ocurrir caídas de presión que alcanzan valores del orden de la presión de vapor del líquido en la temperatura de trabajo y que provocan la nucleación de pequeñas burbujas de vapor.

Estas burbujas son llevadas por el flujo y al alcanzar regiones de mayores presiones, sufren un colapso violento y caótico que genera altas presiones y velocidades en las regiones próximas a dicho colapso.

Las grandes aceleraciones y presiones generadas en la última etapa de colapso de las burbujas, debido a que se produce a altas velocidades, refiere Brennen (2011), son las responsables del ruido generado y daño producido en los materiales de los elementos o componentes que están en contacto con el fluido. Con respecto a lo anterior Marchegeani (2006) considera que, se hace necesaria la determinación de los límites de cavitación, de los puntos de inicio y del valor admisible de este defecto, ya que la erosión por cavitación es capaz de destruir partes vitales de la máquina en corto tiempo.

Como conclusión de esta teoría se puede definir que, el desgaste por cavitación es el daño que ocurre en las aleaciones debido al crecimiento y colapso de pequeñas burbujas que surgen debido a las variaciones de presión durante el flujo de un fluido Mesa *et al.* (2010).

Los efectos que el desgaste por cavitación provoca, van desde la pérdida de eficiencia, hasta la invalidación del equipo. Higuera y Carriles (2004) y Harvey (2008) coinciden en plantear que no hay una manera de prever el desgaste de un equipo sujeto a cavitación y que las paradas para mantenimiento de un mecanismo, aun son estipuladas con base en la experiencia de los operadores. Sin embargo, considera Huang *et al.* (2015) que el defecto se puede mitigar, primero, con el desarrollo de materiales más resistentes y segundo, con la mejora del diseño de equipos hidráulicos para evitar caídas bruscas de presiones.

Según Krella (2005) y Rayleigh (1917) evaluaron la posibilidad de que surgieran elevadas presiones y velocidades debido al colapso de burbujas en el fluido y utilizó un balance de energía para mostrar la posibilidad del surgimiento de altas presiones originadas en el colapso de las burbujas. De las suposiciones propuestas por Rayleigh en 1917, la que más influye es aquella donde afirma que, la presión interna puede ser despreciada, ya que siempre existirá una cierta cantidad de aire o gases disueltos en el líquido y en el interior de la burbuja, así como presencia de vapor debido a su propia nucleación.

Según Randle (2003) y Andrade *et al.* (2009), el vapor (y también cualquier gas disuelto) será comprimido a una alta presión y, eventualmente, este coexistirá para interrumpir el colapso y hacer que la burbuja crezca nuevamente de forma explosiva y emita ondas de presión o de choque. En la figura 1.8 se muestra el fenómeno de nucleación y colapso de micro – burbujas, así como la emisión de ondas de choque.

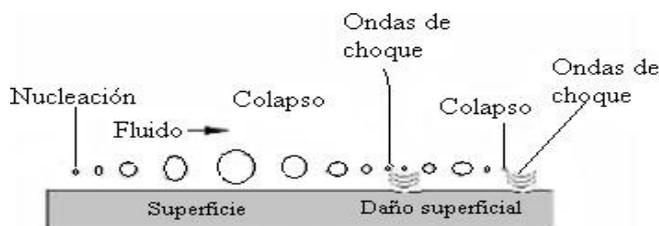


Figura 1.8. Nucleación, colapso y emisión de ondas de choque. Fuente: Rein (1990).

Considera Rein (1990) que la presión en el interior de la micro - burbuja no puede ser despreciada, ya que parte de la energía de colapso es utilizada para comprimir los gases o vapores en el interior de la burbuja, la cual alcanza alta presión y temperatura.

Las consecuencias de este hecho, según Randle (2003) y Andrade *et al.* (2009) son razonables, ya que, durante el colapso, ocurre un flujo de fluido en dirección a la burbuja que provoca aumento de presión en la interfase burbuja - líquido y se acelera en dicha interfase. El colapso ocurre de manera tan rápida que parte del vapor presente en la burbuja no tiene tiempo suficiente de condensarse.

Autores como Das y Albert (2005) y Adamkowski *et al.* (2016), son del criterio de que, las ondas de presión emitidas durante el crecimiento y el colapso de las burbujas son las responsables del daño de la aleación. Estas ondas de choque, que generan elevadas presiones, son capaces de alcanzar elevados valores y actúan en un intervalo de tiempo muy corto, sometiendo a la aleación a una alta tasa de deformación.

La disipación de energía ocurre en virtud de la viscosidad del fluido que, de manera general, puede ser considerada como un factor de amortiguamiento que transforma la energía mecánica del colapso en energía térmica (Haoulo y Soto, 2005).

Para que las ondas de choque puedan provocar afectaciones a una aleación, es necesario que el colapso ocurra muy próximo a las superficies sólidas, en esta zona se altera el flujo y da origen a un segundo mecanismo posible: los micro chorros (Krella, 2005 y Guo *et al.* 2016).

Por otro lado, Ebrahimi - Bidhendi *et al.* (2016) consideran que, al colapsar las burbujas cercanas a la superficie del impelente, el flujo, en la región entre esta y la burbuja, es pequeño, con una velocidad de condensación menor que en las regiones más distantes.

Esa diferencia de velocidad de contracción provoca una asimetría de colapso, esto explica porque las micro - burbujas no presentan una forma esférica. Con la continuación del colapso, hay una aceleración de la burbuja y, por consiguiente, la formación de un micro chorro, otro mecanismo de posible daño, además de las ondas de presión. En la figura 1.9 se muestra el comportamiento de pérdida de esfericidad de las burbujas.

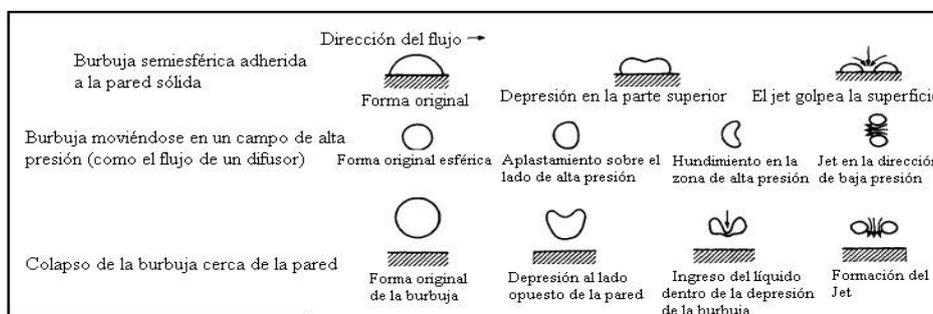


Figura 1.9. Modelos de formación de micro chorros. Fuente: Finnie (1960)

Según el criterio del modelo de formación de micro chorros, consideran Finnie (1960) y Hutchings (2000) que existen dos mecanismos por los cuales el crecimiento y colapso de burbujas pueden causar daño al material situado en regiones vecinas al colapso: la emisión de ondas de choque y los micro - chorros. La pregunta de si el daño por cavitación es provocado por ondas de presión o por micro - chorros es aun controversial.

En la década entre 1940 y 1950, se consideró que las ondas de presión eran el mecanismo responsable del daño. Con el descubrimiento de los micro - chorros, entonces se les prestó atención a las presiones generadas por estos. La posición actual es que el daño lo provoca la acción conjunta de estos dos mecanismos (Brooman, 2004 y Mou *et al.* 2016).

1.8.1. Desgaste erosivo con la incidencia de partículas sólidas en fluidos

Según Zum-Gahr (1982) y Laguna *et al.* (2013), el desgaste erosivo se presenta en la superficie de los cuerpos, como resultado del impacto de partículas sólidas, líquidas o gaseosas. Estas partículas pueden actuar solas o de manera combinada. La erosión afecta a muchas aleaciones, especialmente elementos que componen maquinaria usada en la industria minera y, en general, toda pieza que sea impactada por cualquier tipo de partícula.

Las partículas que causan el desgaste erosivo pueden estar en ambientes secos o húmedos, ellas actúan de forma muy variada. Para un medio de trabajo húmedo, la erosión y la corrosión son fenómenos que actúan en forma sinérgica y provocan la degradación acelerada de las aleaciones.

En estudio realizado por Coats y Krawitz (2003) se estableció que, al igual que el desgaste abrasivo, el desgaste erosivo ocurre por deformación plástica y fractura frágil, depende de la aleación que está en proceso de erosión y de los parámetros de operación. Las aleaciones dúctiles experimentan desgaste por deformación plástica, en cambio, en las aleaciones frágiles, la aleación es removida por la formación e intersección de grietas que se difunden desde el punto de impacto de la partícula erosionada.

En otras definiciones de la erosión, se afirma que, este es un fenómeno por medio del cual, el material es removido de una superficie, durante la acción continua de partículas duras o de fluidos que la alcanzan (Courtney, 2000). Las partículas impactan las superficies a diferentes velocidades y ángulos de incidencia y el desgaste se da a través de diferentes mecanismos, con partículas erosivas que actúan en una superficie en dependencia del ángulo de incidencia.

Al impactar las partículas en una aleación, se forman cráteres en su superficie. Alrededor de estos aparece una pequeña proa constituida por material removido. Después de múltiples impactos, el material se desprende en forma de *debris* (partículas de desgaste). La forma y tamaño de los cráteres formados dependen de la velocidad, del tamaño y del ángulo de impacto de las partículas (Feng y Ball, 1999).

Al ocurrir el desgaste, debido a las implosiones de las burbujas, disminuyen los diámetros de estas, las partículas en estado líquido se aceleran y se desplazan hacia el centro de estas burbujas que chocan entre sí, lo que provoca sobrepresiones (golpe de ariete), que se propagan en todas las direcciones, afectan principalmente a las ranuras de las superficies metálicas y, en muy poco tiempo, ocasionan daños a la máquina hidráulica.

1.8.2. Influencia del desgaste en la microestructura de las superaleaciones

El desgaste junto con la corrosión y la fatiga, son los tres principales procesos que limitan o degradan la vida útil de los productos de ingeniería. Un desgaste produce una pérdida de actuación de la pieza o de los sistemas mecánicos. La superaleación Hastelloy C - 276 ha sido diseñada para resistir estos fenómenos en condiciones, tanto oxidantes como reductoras, la misma es empleada para la fabricación de elementos mecánicos destinados a la industria minera (Alcántara *et al.* 2016).

Las superaleaciones son aleaciones metálicas que contienen diferentes elementos metálicos, las cuales se conciben con la idea de obtener un metal que presente la combinación de alta resistencia mecánica y a la corrosión a elevadas temperaturas (Reed, 2006). Dentro de estos nuevos materiales, se encuentran las superaleaciones de níquel que, presentan mejores

propiedades mecánicas a temperaturas cercanas a los 1 000 °C, según lo ha establecido Blaine *et al.* (2010), Zadorozne *et al.* (2011).

Estas superaleaciones poseen una microestructura característica y se ha documentado (ASM Speciality Handbook, 2000), que tiene una distribución donde están presente dos fases llamadas; gamma (γ) y gamma prima (γ').

Ha sido expuesto por Da Silva *et al.* (2015) que, la microestructura de la aleación Hastelloy C - 276 (figura 1.10), es una solución sólida con estructura cristalina cúbica centrada en las caras (FCC), obtenida por tratamiento térmico de solubilización. Las temperaturas de solubilizado se hallan en el rango de 1 050 a 1 200 °C. Cuando estas aleaciones se someten a tratamientos térmicos, ocurren transformaciones de fase, de acuerdo al rango de temperaturas considerado. Entre los 300 a 650 °C ocurre una transformación de ordenamiento de largo alcance (LRO: *Long Range Ordering*).

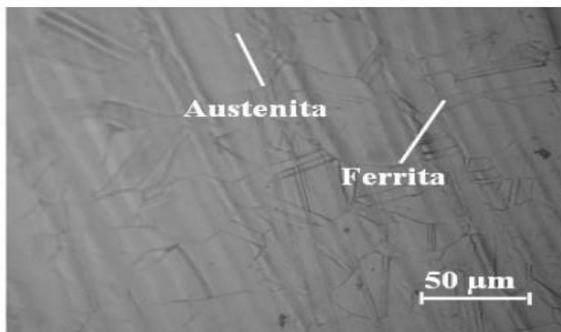


Figura 1.10. Microestructura del Hastelloy C - 276. Fuente: Alcántara *et al.* (2016).

Según criterio de Coats y Krawitz (2003), el contorno de los granos en la estructura es rectilíneo. La austenita es estable formada por cristales cúbicos centrados en las caras (FCC). Su resistencia varía de 590 a 885 MPa. La austenita aparece, frecuentemente, como granos poligonales, cuando sufre deformación plástica.

Refiere Rebak *et al.* (2001) y Esmailian (2010), que la fase austenítica brinda excelente solubilidad para algunos aleantes, excelente ductilidad y características favorables para la precipitación de fases endurecedoras (aleaciones base Fe - Ni y base Ni).

Aguilar (2012), evaluó el comportamiento a la corrosión de superaleaciones base níquel, con microestructura sin deformar, en medios ácidos (10 % H_2SO_4 , 10 % CH_3COOH , 3,5 % NaCl) y alcalinos (10 % NaOH y 10 % NH_3) y en H_2O , a temperatura ambiente, mediante la técnica de ruido electroquímico, con un muestreo de 1 024 puntos, obtuvo el índice de localización (IL), para determinar el tipo de corrosión.

Zadorozne *et al.* (2011) evaluaron la susceptibilidad a la corrosión localizada y corrosión bajo tensión (CBT) de una superaleación base níquel C - 22 (Ni - Cr - Mo), también con microestructura sin deformar en medios conteniendo iones hidrogeno-carbonato de sodio y cloruros, a temperatura elevada y presión atmosférica. Realizaron ensayos de tracción a velocidad de deformación constante inmersas en solución acuosa de 1,1 mol/L NaHCO_3 + 1,5 mol/L NaCl a 90 °C a diferentes potenciales aplicados.

Encontraron que, esta aleación presenta un pico de corriente anódica en un rango de potenciales entre +200 y +300 mVECS, cuando se ensayan en recipientes que contienen fluidos bicarbonatados, este pico fue atribuido a la presencia de cromo en las aleaciones. La presencia de iones bicarbonato producen fisuración en superaleaciones base níquel del tipo Ni - Cr - Mo, fue confirmado por Shukla *et al.* (2006), quienes indicaron que, sólo para valores de pH entre 7 y 11 la concentración de estos iones es importante, encontraron experimentalmente que se producía CBT, relacionada con la aparición de un pico anódico en las curvas de polarización en estos medios a potenciales por debajo de la transpasividad.

El efecto de la microestructura sobre las propiedades mecánicas, se debe a la composición de la aleación, al tiempo dependiente de la distribución natural y tipos de fases presentes. El tamaño de grano final en las superaleaciones forjadas y tratadas térmicamente, tiene una influencia sobre las propiedades mecánicas. Incrementando el tamaño de grano, la resistencia a la tensión, el esfuerzo de ruptura y la ductilidad, generalmente decrecen y los valores de la deformación son más erráticos. Un material de grano fino, que a temperatura ambiente posee

una dureza superior; así como mayor resistencia a la fatiga y al impacto, comparado con otro de grano grueso (Agarwal, 2000).

1.9. Conclusiones del capítulo 1

- ✓ Los resultados científicos existentes no incluyen el efecto de la presión de saturación sobre la formación de burbujas en el licor producto de la lixiviación, ni el mecanismo que provoca el colapso de las mismas y su comportamiento dentro de las bombas centrífugas al ocurrir el fenómeno de la cavitación.
- ✓ Se pudo identificar que el desgaste por cavitación ocurre durante el colapso de pequeñas burbujas producto de dos mecanismos: la emisión de ondas de choque y los micro – chorros, pero todavía no se precisa cuál de los dos provoca este fenómeno.
- ✓ Las características del licor producto de la lixiviación, con sólidos en suspensión, influyen en el comportamiento de las bombas centrífugas en presencia de cavitación.

CAPÍTULO 2

MATERIALES, MÉTODOS Y

CONDICIONES EXPERIMENTALES

CAPÍTULO 2. MATERIALES, MÉTODOS Y CONDICIONES EXPERIMENTALES

2.1. Introducción

El estudio experimental de un proceso físico y la evaluación por vías analíticas es fundamental para describir el comportamiento de los fenómenos, por lo que es necesario acudir a los métodos empíricos de la investigación. En tal sentido, en este capítulo se exponen los métodos, procedimientos y condiciones experimentales que fundamentan el comportamiento de la presión de formación y movimiento de las burbujas que conducen a las variaciones microestructurales de la aleación de que están fabricados los impelentes.

El capítulo tiene como objetivo exponer los métodos, el procedimiento metodológico para la determinación de la presión de saturación del LPL a concentraciones de 27 y 34 % de amoníaco, la incidencia de las propiedades del licor en la formación de burbujas y en los impelentes de las bombas centrífugas.

2.2. Selección de las muestras de licor producto de la lixiviación

Para el desarrollo de los experimentos se determinó el rango de operación de la UBP de Recuperación de Amoníaco respecto a las concentraciones de amoníaco de 270 – 340 g/L, según el programa ya referido en el epígrafe 1.1, para la supervisión del proceso el “Control Automatizado de Supervisión y Adquisición de Datos” (CITECT) (anexo 1). El trabajo experimental para conocer las propiedades y composición del fluido analizado, se desarrolló en el departamento de análisis de muestras especiales (anexo 2) de la UBP del Laboratorio Central de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara” y en la Dirección Técnica-Laboratorio Químico del Centro de Desarrollo de la Industria del Níquel (CEDINIQ).

Se hizo el análisis experimental, del licor producto de la lixiviación, se tomaron cuatros puntos de muestreo.

Punto No. 1, licor producto de la lixiviación a temperatura ambiente extraída en el punto de muestreo del tanque (TK- 119) de depósito o almacenamiento de licor.

Punto No. 2, licor producto de la lixiviación a temperatura ambiente extraída en el punto de muestreo del tanque (TK-120) de depósito o almacenamiento de licor

Punto No. 3, licor producto de la lixiviación a temperatura ambiente extraída en el punto de muestreo en la succión de las bombas (BO 121 A y B) del depósito.

Punto No. 4, licor producto de la lixiviación a temperatura ambiente extraída en el punto de muestreo en la succión de las bombas (BO 121 C y D) del depósito de licor.

Para realizar los experimentos se cumplió con el procedimiento y el programa de muestreo establecidos por la UBP. Se seleccionaron dos Unidades Demostrativas Productivas (UDP). Se tuvo en cuenta el criterio expuesto por Chang (2009).

Durante ocho semanas alternas y cada cuatro horas, en los horarios desde las 8:00 am hasta las 5:00 pm, se recogieron muestras en los puntos seleccionados de 210 mL de licor producto de la lixiviación, se utilizaron recipientes de material plástico, con tapas de cierre hermético, especializado para la toma de muestra en el laboratorio, con capacidad de 250 mL, en el que se prepararon ocho muestras compósitos (MC – 1 hasta MC - 4) por UDP para un total de 68 L (litros), como se muestra en la tabla 2.1.

Tabla 2.1. Concentración de amoniaco en los puntos de muestreo

Puntos de muestreo	Muestras compósitos	Concentración de amoniaco, (g/L)
Punto 1. Descarga del TK- 119; MC - 1	LPL 1	267
	LPL 2	350
Punto 2. Descarga del TK- 120; MC - 2	LPL 3	270
	LPL 4	340
Punto 3. En la succión de la bomba centrífuga 120 A y B; MC-3	LPL 5	270
	LPL 6	340
Punto 4. En la succión de la bomba centrífuga 120 C y D; MC- 4	LPL 11	268
	LPL 32	348

Se seleccionaron cuatro muestras compósitos; las muestras MC - 3 y MC - 4, utilizadas para realizar los ensayos relacionados con las propiedades físico-químicas del LPL, teniendo en

cuenta que presentan diferencias en las concentraciones de amoníaco; las muestras MC - 1 y MC - 2, fueron utilizadas en la instalación experimental, para obtener los valores de presión en los sensores y validar los resultados en el modelo matemático de la ecuación parametrizada para el LPL. A cada muestra compósitos se le determinó el tamaño de las partículas y se le realizó un análisis químico, lo que permitió conocer la concentración de amoniaco.

2.2.1. Determinación de las propiedades físico - químicas de las muestras de licor

La determinación de las propiedades físicas del LPL, de tensión superficial, densidad y la viscosidad, se realizaron según Colectivo de Autores (1985), establecido en la empresa.

Tensión superficial

Se empleó un Tensiómetro CSC- DU NOS 70534

Tensión superficial para el agua: $\sigma = 0,0727 \text{ J/m}^2$

Tensión superficial para el licor a 34 % de concentración de amoniaco: $\sigma = 0,0432 \text{ J/m}^2$.

Tensión superficial para el licor a 27 % de concentración de amoniaco: $\sigma = 0,0582 \text{ J/m}^2$.

Medición de la densidad

Se midió con el dispositivo: Pignómetro 323, Marca Lasglass, capacidad 49,91 mL

Densidad del agua: $\rho = 998,0 \text{ kg/m}^3$

Densidad del licor a 34 % de concentración de amoniaco de: $\rho = 1072 \text{ kg/m}^3$ a 24°C

Densidad del licor a 27 % de concentración de amoniaco: $\rho = 1109 \text{ kg/m}^3$ a 24°C

Determinación de la viscosidad

Se empleó un viscosímetro rotacional con cilindro concéntrico por fricción, a temperatura de 24 °C con el accesorio o espiga de contacto con el fluido, que gira a 60 r/min.

Viscosidad para el agua: $\mu = 0,0012 \text{ Pa.s}$

Viscosidad para licor a 34 % de concentración de amoniaco $\mu = 0,0014 \text{ Pa.s}$

Viscosidad para licor a 27 % de concentración de amoniaco: $\mu = 0,0013 \text{ Pa.s}$

2.2.2. Caracterización del licor producto de la lixiviación

Los ensayos a muestras de LPL descrito en el epígrafe 2.2.1 de este capítulo, realizados en el CEDINIQ y el Laboratorio Químico de la empresa “Comandante Ernesto Che Guevara”, se exponen en el anexo 2 los resultados de las muestras LPL 11 y LPL 32, con tamaño medio de partículas de 16,6 y 17,3 μm respectivamente.

Las concentraciones de amoníaco y la composición química del LPL se muestra en la tabla 2.2. Se realizó a través de la técnica de ensayo de identificación de sustancias e impurezas por vía húmeda, mediante la técnica *Inductivel Coupled Plasma* reconocido por las siglas en inglés ICP para muestras de características líquidas.

Tabla 2.2. Composición química del licor producto de la lixiviación, en %

Concentración NH_3	Código	Ni	Co	Fe	Mg	Mn	Zn	Cu	Na	Ca	Sólido en suspensión (ppm)
LPL 27 %	LPL-11	7,3	0,009	0,0005	0,036	0,016	0,007	0,0009	0,029	0,046	56
LPL 34 %	LPL-32	7,3	0,009	0,0001	0,040	0,016	0,007	0,0009	0,031	0,040	68
	Promedio	7,3	0,009	0,0003	0,038	0,016	0,007	0,0009	0,030	0,046	62

Propiedades generales que presenta el fluido son: relación líquido - sólido (L/S) de $5 \cdot 10^3$: 1; densidad en el rango de 1 072 a 1 109 kg/m^3 , tensión superficial de 0,0432 - 0,0582 J/m^2 , viscosidad dinámica de 0,0013 - 0,0014 Pa.s y temperatura de trabajo desde 24 hasta 56 $^\circ\text{C}$.

2.3. Variable y factores a medir en la instalación

Las variables que se consideraron para analizar la influencia del LPL en la formación de cavidades en los elementos de la máquina, así como, la presión y formación de burbujas fueron las siguientes:

- Caudal; Q, (m^3/s)
- Presión a la entrada de la voluta; P_{ev} , (Pa)

Caudal Q. Variable cuantitativa, la misma define el máximo flujo que puede impulsar la bomba, relacionada con la altura de succión y la velocidad específica. Se tendrán en cuenta los valores de regulación del proceso con caudales de $7,57 \cdot 10^{-5}$ a $3,92 \cdot 10^{-4} \text{m}^3/\text{s}$.

Presión a la entrada de la voluta P_{ev} . Es una variable cuantitativa, define la presión que se produce a la entrada de la voluta de la bomba centrífuga, indica la presión de referencia con respecto a los diferentes cambios de presión a la que es sometido el fluido al interactuar con la fuerza centrífuga que le ejerce el impelente, además de ser el valor de referencia para evaluar la presión con respecto al de la presión de saturación del líquido, revela el cambio de fase del fluido, de líquido a vapor, lo que genera burbujas y provoca el fenómeno de la cavitación. Se tendrá en cuenta para los fluidos de agua y de licor producto de la lixiviación al 27 y 34 % de concentración de amoníaco.

2.3.1. Técnicas experimentales utilizadas

Durante el trasiego del fluido con las bombas centrífugas, a través de una instalación hidráulica, como es el caso del licor producto de la lixiviación, utilizado en la producción de níquel en la UBP de Recuperación de Amoníaco, no se observa su circulación por las tuberías, ya que las mismas son fabricadas a partir de aleaciones, por lo que no se puede apreciar el flujo del fluido en el interior de las mismas, además otras de las peculiaridades del licor es la coloración oscura. Estos inconvenientes dificultan, a su vez, la observación de los cambios de fases del fluido y el comportamiento dinámico de las burbujas durante la ocurrencia del fenómeno de cavitación.

Para determinar la variación de la presión durante el transporte del licor, se realizó la construcción de una instalación experimental que permitiera obtener las regularidades de la formación de burbujas, cuando se transporta este fluido. La instalación estuvo en correspondencia con las normas establecidas para este tipo de ensayos (NTC 4990 y Código ASME).

Esta instalación experimental representada en la figura 2.2, se fabricó en la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM), para su construcción se tuvo en cuenta algunos aspectos poseído en el diseño y montaje de instalaciones, fruto de la experiencia laboral obtenida por los autores tanto en las industrias del níquel en Cuba, como en la docencia universitaria, así como los criterios de semejanzas con la instalación industrial:

- La semejanza hidrodinámica, proporcionalidad entre las diferentes fuerzas (las de presión, de viscosidad y de densidad).
- Las instalaciones sean semejantes geoméricamente, proporcionalidad entre sus dimensiones de escalado de (1: 4).
- La semejanza cinemática y dinámica, proporcionalidad de las líneas de corrientes y de las velocidades.
- Ambas instalaciones funcionan con número de Reynolds en régimen turbulento.
- Se utilizan tuberías de sección circular en ambas instalaciones
- Se utilizó la semejanza fluídica (el mismo fluido utilizado en el proceso industrial).

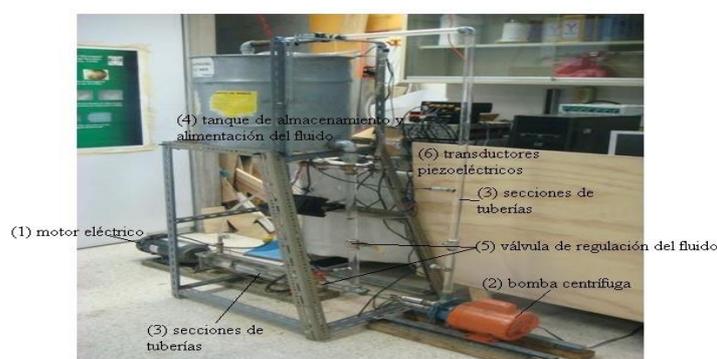


Figura 2.2. Instalación experimental.

El circuito hidráulico está formado por un motor eléctrico (1) de 220 V y de 3 480 r/min, una bomba centrífuga (2) de 3 500 r/min, un caudal de $3,92 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$, 100 ft (30,5 m) de altura de presión, un diámetro del impelente de 0,10 m y con seis álabes.

Las tuberías son transparentes, fabricada de material acrílico (3). En la succión se empleó una tubería de 0,0257 m de diámetro y en la descarga una tubería de 0,019 m de diámetro que permite visualizar el flujo del fluido y la formación de burbujas producidas en la red.

Se le adaptó un tanque (4) con una capacidad de $0,085 \text{ m}^3$ (85 L) y válvulas para la regulación del flujo (5); se les acoplaron transductores piezoeléctricos (6) para la medición de las presiones, tanto para el empleo del fluido agua y del licor producto de la lixiviación.

Las características de los transductores piezoeléctricos, emiten una señal de voltaje que es proporcional a la presión. Los valores de tensión (y por lo tanto los valores de presión) se registran en computadora con tarjeta de adquisición de datos de 14 y 16 bits de resolución, con una frecuencia de muestreo de 200 Hz. Los dos transductores, el de 0,34 MPa se instaló en la entrada y el de 1,03 MPa en la salida de la voluta de la bomba, además tienen integrada una etapa de amplificación. Para amplificar las señales y filtrarlas se utilizó un filtro modelo SR 630, de *Stanford Research Systems*. La alimentación de dichos transductores piezoeléctricos se realizó con una fuente de corriente continua, marca GW INSTER, con una tensión de 10 V y de 0,1 A. Para ajustar las señales emitidas a los captores se utilizó el equipo MODEL SR 560 con una ganancia de 20 Hz.

Para su ensamble se emplearon uniones universales que permitieran la operatividad en el montaje y desmontaje de la bomba y los accesorios de la instalación. Para monitorear la temperatura del líquido en el interior del tanque de almacenamiento, se colocó un termopar de contacto en la parte inferior del nivel que ocupa el líquido.

La instalación cumple con los modelos de evaluación de las bombas centrífugas, según fabricante: la exigencia de $Q = 3,92 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$ para la carga de un metro de la columna de agua. Presenta como ventajas: la facilidad del montaje, no existe la corrosión, el bajo peso y la baja rugosidad superficial.

2.3.2. Ubicación de los captores piezoeléctricos en la inducción de la cavitación

En la instalación experimental se puede provocar el fenómeno de la cavitación si se reduce el flujo a la entrada de la bomba, primero, por medio de la disminución del nivel de fluido contenido en el depósito de succión y segundo, por el estrangulamiento del flujo. Para la

realización del experimento se consideró la segunda variante. En los ensayos para la inducción de la cavitación se realizó la medición simultánea de la presión en cuatro puntos, donde se ubicaron los captosres piezoeléctricos, como se muestra en la figura 2.3.

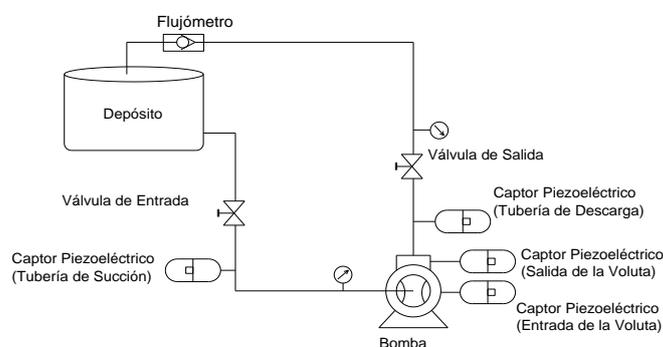


Figura 2.3. Ubicación de los captosres piezoeléctricos y accesorios en la instalación experimental.

La medición de la presión a la entrada y a la salida de la voluta en la bomba se realizó mediante dos captosres piezoeléctricos, con rangos de operación de 0 - 0,35 y de 0 - 1,03 MPa, método propuesto por Rojas (2004). Estos dispositivos tienen integrado un sistema de amplificación y las señales emiten una tensión proporcional a la presión.

Las señales emitidas por los captosres piezoeléctricos fueron registradas simultáneamente con una tarjeta de adquisición y de esta al procesador, mediante el empleo de un programa computacional (Scilab 5.2). La regulación del flujo en la instalación se realizó mediante la válvula de entrada en la tubería de succión. Los valores de caudal se registraron con un medidor de flujo volumétrico de la marca GPI del tipo turbina (flujómetro digital).

2.4. Métodos, procedimientos y condiciones experimentales

En la investigación se procuró que la experimentación permitiera, reproducir los resultados y lograr ahorro de tiempo y recursos (Hendry *et al.* 1973; Westerberg, 1980 y Chacín, 2000). Las variables a considerar en el diseño experimental se muestran en la tabla 2.3, se tuvieron en cuenta aquellas que pudieran ser más significativas y permitieran predecir el comportamiento de la presión y formación de las burbujas al emplear LPL, la influencia de este en la cavitación y las afectaciones que provoca a la aleación Hastelloy C - 276.

Tabla 2.3. Variables a considerar en el diseño experimental

Parámetros	Descripción de los parámetros
Presión	- Presiones relativas en los puntos de mayores trascendencias de la instalación donde se encuentran ubicados los sensores; (Pa)
Generación de las burbujas	- Radio de las burbujas; (m)
Temperaturas	- Temperatura del fluido, desde 22 hasta 56°C
Niveles de vibraciones	- Perturbaciones producto de la frecuencia de las burbujas; (mm/s)
Caudal del fluido	- Gasto volumétrico (m ³ /s)

Para evaluar el proceso de formación de burbujas se diseñó un experimento, que permitiera valorar las condiciones más significativas durante la ocurrencia del fenómeno de la cavitación en las bombas centrífugas. Se escogió un diseño con dos variables a dos y cuatro niveles, basados en el criterio de experimentos con mezclas en formulaciones industriales (Gutiérrez y De la Vara, 2003). En la figura 2.4 se muestran las variables del diseño de experimentos. Como se observa en el diseño, las variables de entrada fueron: el caudal Q y las presiones en la entrada de la voluta; para obtener estas variables de entrada se utiliza la regulación del flujo mediante las válvulas en la succión y en la descarga, lo cual condiciona para un caudal un nivel de presión, correlacionada no linealmente. Como perturbaciones se tomaron las variables no controladas como los niveles de vibraciones y la temperatura, las variables de salida son: los radios de las burbujas, las presiones en la salida de la voluta.



Figura 2.4. Diseño de experimentos.

El número de experimentos se determinó de acuerdo con Montgomery (2004), un diseño factorial, de la forma:

$$N = a \cdot b$$

N .- número de experimentos

a .- número de factores

b .- número de niveles

Este método de planificación estadística establece el número de ensayos a realizar. En este caso, se analiza la influencia de dos factores, siendo: $a = 2$ y $b = 4$, el número de experimentos: $N = 2 \cdot 4 = 8$ experimentos.

Del diseño de experimentos se tiene que:

Variables de entrada:

Caudal (Q)

1- $Q_1 = 7,57 \cdot 10^{-5} \text{ m}^3/\text{s}$

2- $Q_2 = 2,75 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$

3- $Q_3 = 3,36 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$

4- $Q_4 = 3,92 \cdot 10^{-4} \text{ m}^3/\text{s}$

Presión a la entrada de la voluta (P_{ev})

Se seleccionaron presiones, a la entrada de la voluta, para concentraciones de amoníaco a 27 % y 34 %.

Variables de salida:

1- $R(y)$, radios de las burbujas; m

2- $P_{sv}(z)$, presión a la salida de la voluta; Pa

Factores experimentales controlados:

1- concentración de amoníaco:

- P_{ev} (para 27 % y 34 % de concentración)

2- Regulación del flujo:

- 25 %, 50 %, 75 % y 100 % del caudal (abertura del área de la sección transversal de la válvula en m^2).

Perturbaciones:

- 1- niveles de vibraciones (Nv); en mm/s
- 2- temperatura (T); en °C

En el anexo 3A se muestra los factores y variables relacionados en el diseño de experimentos establecido, donde se correlacionan las variables que se consideraron para determinar el comportamiento de la presión de saturación y la formación de burbujas en el LPL y su incidencia en la superficie de la aleación Hastelloy C – 276. Las corridas experimentales se replicaron tres veces.

El modelo matemático estadístico que se aplicó para este tipo de experimentos es:

$$Y_{ij} = \mu + B_j + A_i + (AB)_{ij} + e_{ijk} \quad (2.1)$$

Siendo: μ la media general, B la incidencia del factor controlado A, A la incidencia del factor controlado B, AB incidencia de la combinación de los factores A_i y B_j , y e_{ijk} el componente aleatorio o errores.

El LPL al 27 y 34 % de concentración de amoníaco, se trasegaron en la instalación experimental, a fin de evaluar la influencia de aquellos factores que pudieran tener un efecto significativo en la presión de saturación, la formación de burbujas y la incidencia en la formación de cavidades en el material de los álabes de la bomba. Para la calibración de la instalación se empleó el fluido agua.

2.4.1. Medición de la presión de saturación del licor producto de la lixiviación

La medición de la presión de saturación y la inducción de la presión de saturación, se llevó a cabo en dos etapas. En la primera, se determinaron las curvas de saturación de mezclas de LPL a diferentes concentraciones de amoníaco y en la segunda, se induce el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas, para evaluar las variaciones de las presiones en el interior de la bomba, según (Reyes, 2010).

Para garantizar similitud con el proceso industrial, en cuanto a la temperatura del licor producto de la lixiviación, durante su transportación, se utilizó un colector solar de óptica de no enfoque (Villamil, 2011) (ver anexo 3B).

Este colector solar se emplea para calentar un tubo de diámetro 0,0254 m; con capacidad de 1,38 L, del tipo estático, no necesita una orientación solar continua, funciona con un mínimo de ajuste en su posición y alcanza un factor de concentración de los rayos solares por la forma geométrica de su superficie reflectora.

La curva de la lámina reflectora del colector se realiza de forma tal que, todos los rayos, que inciden en la superficie del colector, con ángulos entre 0 y 15° con respecto al eje, se proyecten sobre la superficie del tubo que contiene el LPL.

Para desarrollar el experimento y obtener las curvas de saturación del licor producto de la lixiviación fue necesario disponer de sensores que permitieran medir simultáneamente la presión y la temperatura, así como, de un sistema de adquisición de datos por computadora para almacenar las mediciones de estas variables. Estos sensores están integrados por un captor piezoeléctrico de presión (P - 51) y una sonda de temperatura PT - 100, conectados a ambos extremos del tubo ubicado en la zona central del colector solar.

El P - 51 proporciona, como señal de salida, una corriente eléctrica entre 5 y 20 mA que es proporcional a la presión, mientras que el PT - 100 para la medición de las propiedades termométricas es conectado a una resistencia de platino, que varía linealmente de 100 Ω a 0 °C hasta 138 Ω a 100 °C.

Para el control de los registros provenientes de los sensores, se utilizó la tarjeta comercial de adquisición de datos del tipo NI - USB - 6009 de cuatro canales de entradas analógicas y con una resolución de 14 bits, conectada por medio de un puerto USB al ordenador, el cual permitió comunicar la computadora con las señales obtenidas de los sensores. La tarjeta de adquisición de datos se seleccionó de acuerdo con el tiempo para la toma de datos, la

resolución expresada en bits, la cantidad de señales a transmitir y los valores a recopilar en función de la frecuencia de dicha toma de datos.

El número de datos recepcionados (n), está relacionado con la frecuencia de muestreo (f) y el tiempo total de adquisición (t) para muestras de ensayos de fluidos, la cual se determinó según Ramón (1989).

Para determinar la frecuencia de toma de datos, detectar las variaciones de temperatura y la presión, se debe considerar el teorema de Nyquist el cual plantea que, la frecuencia mínima de muestreo debe ser por lo menos el doble de la frecuencia máxima analizada, presente en el fenómeno a estudiar, de forma tal que, la señal pueda ser monitoreada.

Se seleccionó una frecuencia de muestreo de 100 Hz, con toma de datos cada dos segundos para garantizar la representatividad de la medición, según lo planteado por Ramón (1989). El rango empleado en la tarjeta de adquisición de datos se determinó según Pallas (1993).

Se utilizaron dos canales de la tarjeta de adquisición de datos de 14 bits de resolución con tasa de muestreo de 200 Hz y se obtuvo un número de 16 384 datos. Para evaluar en los datos el comportamiento de las variables temperatura y presión del colector en la computadora y programar la aplicación de la tarjeta de adquisición de datos, se empleó el software *Laboratory Virtual Instrument Engineering Workbench* (LabView) que funciona mediante un modelo de flujo de datos, que puede crear diagramas con múltiples operaciones de señales.

Se consideró que la validación de las normas, los procedimientos, el nivel de acreditación del equipamiento que se utilizó para realizar las mediciones y lograr una alta precisión, con pocas posibilidades de que se introdujeran errores sistemáticos, lo cual implicaba el número mínimo de réplicas que garantizara la confiabilidad de los resultados. Por la igualdad con el proceso industrial las presiones de saturación experimentadas no requieren la rectificación de las presiones parciales de cada uno de los componentes que integran el licor producto de la lixiviación sino en su conjunto (Cerezo, 2006).

2.5. Adecuación de la ecuación parametrizada de Rayleigh – Plesset

Una herramienta para el estudio de la cavitación, que relaciona las transformaciones de los fluidos y la presencia de gases o burbujas, es la ecuación de Rayleigh – Plesset (Rayleigh, 1917; Plesset, 1949 y Leighton, 2007) dicha ecuación diferencial ordinaria gobierna la mecánica de una burbuja de gas inmersa en un líquido infinito. Estos autores utilizan algunas ideas básicas para deducir el tamaño de una burbuja esférica (R).

Para la evolución de burbujas en el interior de una bomba centrífuga, es aplicable la ecuación de Rayleigh - Plesset, debido a que el fenómeno de cavitación está asociado con el efecto de formación de las burbujas. Este se comporta como un proceso dinámico que consta de crecimiento y colapso, descrito por la expresión:

$$\frac{D^2R}{Dt^2} = f\left(R, t, \frac{DR}{Dt}\right) \quad (2.2)$$

Siendo R, el radio de la burbuja.

Para deducir esta ecuación se utiliza la Ley de conservación de la masa y se evalúa el gasto producido, cuando una burbuja cambia de tamaño, se consideró una esfera a una distancia del centro de la burbuja con respecto al fluido (r), y que las partículas se mueven con una velocidad (u). El gasto es:

$$Q = 4\pi [r(t)]^2 u(r, t) \quad (2.3)$$

Al despejar la velocidad, entonces se obtiene:

$$u(r, t) = \frac{Q}{4\pi [r(t)]^2} \quad (2.4)$$

Si se conoce cómo cambia el radio de la burbuja, el valor del gasto se puede determinar:

$$Q = 4\pi [R(t)]^2 \dot{R}(t) \quad (2.5)$$

R(t) es el radio de la burbuja en función del tiempo.

La velocidad dentro del líquido a una distancia r del centro de la burbuja es:

$$u(r,t) = \frac{[R(t)]^2}{[r(t)]^2} R(t) \quad (2.6)$$

Del teorema de trabajo y energía (Beer, 1988), se tiene que la energía cinética adquirida:

$$K = \frac{1}{2} \int_R^\infty u(r,t)^2 dm = \frac{1}{2} \int_R^\infty \frac{R(t)^4}{r(t)^4} \dot{R}(t)^2 \rho 4\pi [r(t)]^2 dr = 2\pi\rho R^3 (\dot{R})^2 \quad (2.7)$$

Esta energía cinética está compuesto de dos partes: el trabajo realizado por el líquido circundante sobre la burbuja (asociado con la presión dentro del líquido, representado por P_∞) y el trabajo realizado por la burbuja sobre el líquido (asociado con la presión en el interior de la burbuja, representado por P_L) en presencia de gases disueltos.

La presión dentro del líquido depende de la presión inicial P_0 y la del sistema $P(t)$, determinada como:

$$P_\infty = P_0 + P(t) \quad (2.8)$$

P_∞ .- presión del fluido que rodea a la burbuja, en Pa.

$P(t)$.- presión inicial del sistema, en Pa.

El trabajo realizado por las presiones entonces se determinaría por:

$$W = \int_{R_0}^R (P_L - P_\infty) 4\pi R^2 dR \quad (2.9)$$

Siendo P_L la presión del líquido, en Pa.

Al igualar el trabajo con la energía cinética se obtiene entonces:

$$\int_{R_0}^R (P_L - P_\infty) 4\pi R^2 dR = 2\pi\rho R^3 \dot{R}^2 \quad (2.10)$$

Para transformar la integral obtenida en la ecuación 2.10, se procede a derivar con respecto a la variable R , se obtiene entonces la ecuación de Rayleigh - Plesset:

$$(P_L - P_\infty) 4\pi R^2 dR = 2\pi\rho \left[3R^2 \dot{R}^2 + 2R^3 \ddot{R} \right] \quad (2.11)$$

Donde se ha usado la propiedad:

$$\frac{d\dot{R}^2}{dt} = 2\ddot{R} \quad (2.12)$$

Si se divide entre $4\pi R^2$ se obtiene:

$$(P_L - P_\infty) = \rho \left[\frac{3}{2} \dot{R}^2 + R \ddot{R} \right] \quad (2.13)$$

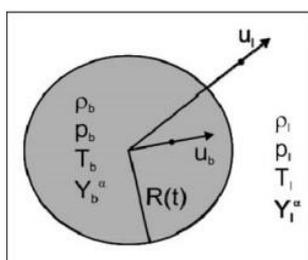
Al transformar la ecuación diferencial ordinaria y desarrollar el radio de la burbuja, en función del tiempo, se deduce la ecuación simplificada de Rayleigh - Plesset:

$$\rho \left[R \frac{d^2 R}{dt^2} + \frac{3}{2} \left(\frac{dR}{dt} \right)^2 \right] = (P_L - P_\infty) \quad (2.14)$$

Siendo: $\frac{dR}{dt}$, la derivada con respecto al tiempo del radio de la burbuja y (ρ) la densidad del fluido en kg/dm^3 .

2.5.1. Modelación del régimen cavitacional para el licor producto de la lixiviación

Para la modelación, el problema sería en determinar los radios de las burbujas en su crecimiento, colapso y la velocidad de formación con que implosionan en la superficie de los álabes de las bombas centrífugas, al trasegar el LPL a 27 y 34 % de concentración de amoniaco. Estas burbujas que se forman en el fluido, considerado multicomponente, donde existe la presencia de líquido, sólidos y gases en las diferentes etapas en la que coexisten y que, tanto en la fase líquida como en la fase gaseosa, los parámetros que caracterizan al mismo en la primera y en la segunda fase son: la densidad, la presión, la temperatura y sus trayectorias; como se muestra en la figura 2.5.



Donde:

- ρ_b - densidad de la burbuja; kg/m^3
- p_b - presión de la burbuja; Pa
- T_b - temperatura de la burbuja; $^{\circ}\text{C}$
- Y_b - trayectoria de la burbuja; m
- U_b - velocidad de la burbuja; m/s
- ρ_l - densidad del líquido; kg/m^3

Figura 2.5. Parámetros de las burbujas en el licor producto de la lixiviación en la fase vapor-líquido

Según Torres (2010), para relacionar la ecuación simplificada de Rayleigh - Plesset y condicionarla para los parámetros que caracterizan al licor producto de la lixiviación y la evolución de las burbujas, debe describir un comportamiento no lineal de una burbuja esférica en un medio infinito, por lo que se asume como hipótesis que:

- la burbuja existe en un medio infinito;
- la burbuja permanece esférica en todo momento;
- el radio de la burbuja es mucho menor que la longitud de la onda sonora ($R \ll \lambda$);
- la densidad del líquido circundante es mucho mayor que la del vapor;
- el contenido del gas, así como, la temperatura dentro de la burbuja, permanece constantes;
- no actúan fuerzas de cuerpos externos sobre la burbuja.

En consideración con las variables planteadas en la ecuación 2.14 y evaluando la ecuación diferencial ordinaria 2.13, la presión en el interior de la burbuja (P_i) está dada por:

$$P_i = P_v + P_g = P_L + P_\sigma \quad (2.15)$$

Donde: P_v , es la presión de vapor; P_g , presión del gas en el interior de la burbuja y P_σ , cambio en la presión debido a la tensión superficial, la que está determinada por la relación:

$$P_\sigma = \frac{2\sigma}{R} \quad (2.16)$$

Siendo σ la tensión superficial; en J/m^2 .

Si se despeja la presión del líquido (P_L) se tiene que:

$$P_L = P_v + P_g - P_\sigma \quad (2.17)$$

Para la determinación de la incidencia de la presión de gas, se empleó la ecuación que contempla las variables politrópicas:

$$P_g = P_{g,e} \left(\frac{V_0}{V} \right)^{3k} = \left(P_0 + 2s \left(\frac{4P}{3V_0} \right)^{1/3} - P_v \right) \left(\frac{V_0}{V} \right)^k \quad (2.18)$$

V_0 - volumen inicial del gas; m^3

V .- volumen final del gas, m^3

k .- índice politrópico, en el proceso isotérmico, $k = 1$

Del resultado de la integración de las ecuaciones antes desarrolladas, la ecuación de Rayleigh

- Plesset adopta la forma:

$$\left[\frac{3}{2} \dot{R}^2 + R \ddot{R} \right] = \frac{1}{\rho_0} (P_g + P_v - P_\sigma - P_\infty) \quad (2.19)$$

Si se consideran los parámetros de capilaridad y las características del fluido como la densidad, la viscosidad y la tensión superficial; la ecuación de Rayleigh - Plesset toma la forma siguiente:

$$\rho \left[R \frac{d^2 R}{dt^2} + \frac{3}{2} \left(\frac{dR}{dt} \right)^2 \right] = P_b - P_\infty - \frac{2\sigma}{R} - \frac{4\mu}{R} \frac{dR}{dt} \quad (2.20)$$

Si se asume que el proceso se desarrolla a temperatura constante, entonces la presión de la burbuja se determina por:

$$P_b = P_v + P_{g0} \left(\frac{R_0}{R} \right)^3 \quad (2.21)$$

Siendo: P_v (la presión de vapor), P_{g0} (la presión del gas en el interior de la burbuja de referencia), cuando rebasa el radio inicial R_0 y R el radio de la burbuja.

Si se sustituye la ecuación 2.21, representada por la ecuación de la burbuja, en 2.20, se obtiene la ecuación parametrizada para el fluido:

$$\rho \left[R \frac{d^2 R}{dt^2} + \frac{3}{2} \left(\frac{dR}{dt} \right)^2 \right] = P_v + P_{g0} \left(\frac{R_0}{R} \right)^3 - P_\infty - \frac{2\sigma}{R} - \frac{4\mu}{R} \frac{dR}{dt} \quad (2.22)$$

La deducción de esta ecuación se ajusta a las características del fluido, tiene una dependencia de la presión de vapor o saturación del fluido (P_v), de la presión inicial del gas (P_{g0}) y de los demás parámetros que caracterizan al fluido.

Los valores de los parámetros representados en la ecuación parametrizada son conocidos, de los resultados de las propiedades físico – químicas del epígrafe 2.2.1 del presente capítulo, excepto el de la presión de vapor o de saturación, por lo que es necesario determinar su valor para las condiciones de trabajo de la investigación, elemento que no ha sido obtenido por otros autores, según la literatura científica consultada.

Si bien Conde (2004) obtiene el valor de la presión de saturación para mezcla amoníaco – agua, hay que destacar que dichos valores, no deben ser utilizados en el LPL, debido a que este fluido presenta partículas de sólidos en suspensión que le proporcionan características y propiedades distintas a la mezcla de amoníaco- agua, confirmado por Reyes (2015) que, el licor es un fluido multicomponente, que es trasegado por bombas centrífugas en las diferentes etapas durante el proceso de obtención del níquel.

Para darle solución numérica a la ecuación parametrizada para el fluido y según la ecuación 2.22, se utilizó el método para ecuaciones diferenciales con paso variable Runge - Kutta de cuarto orden y se escogió un paso que el cociente $\frac{\Delta R}{R}$ siempre fuera menor de 0,02; donde el mismo se reduce si la variación de radio R alcanza su máxima dimensión en función del tiempo. Se le suministraron datos de campos de presión y los resultados del programa en Fortran, que tienen en cuenta las variaciones que se producen al cambiar el radio de la burbuja y describe una trayectoria no lineal.

2.5.2. Dinámica del colapso de las burbujas en el licor en la bomba centrífuga

El crecimiento y colapso de una burbuja de vapor cerca de una pared, depende de la distancia a la cual se encuentra el centro de la burbuja respecto al substrato (h) y el radio máximo (R_{\max}) de la misma. Según Torres (2010) esta relación está caracterizada por la ecuación:

$$\gamma = \frac{h}{R_{\max}} \quad (2.23)$$

Para determinar el radio máximo de la burbuja, tener en cuenta los cambios de presión y la densidad del fluido se utilizó la expresión de Rastopov y Sukhodolsky (1990).

$$R_{max} = \frac{T_c}{0,915 \sqrt{\frac{\rho_l}{P_0 - P_v}}} \quad (2.24)$$

Donde:

R_{max} .- es el radio máximo de la burbuja, m

T_c .- es el periodo de oscilación, es decir, el tiempo desde que se forma hasta que ocurre el primer colapso, s.

P_v .- es la presión de saturación obtenida experimentalmente, Pa

P_0 .- es la presión atmosférica, Pa.

ρ_l .- es la densidad del líquido, kg/m³.

2.6. Características de las bombas que interviene en el trasiego del fluido

Las bombas centrífugas empleadas en la UEB de Recuperación de Amoniaco fueron seleccionadas a partir de los datos técnicos obtenidos de catálogos. Se escogieron entre diferentes gamas de máquinas de este tipo, ya que sus parámetros de operación se adaptan mejor a las condiciones del tipo de fluido. Son de la marca GRT/160/71A, con una codificación número 255 BO 121 A, la capacidad de bombeo de las mismas es de 160 m³/h, con un NPSH_R de 5 m en el punto de operación dado por el fabricante, una altura de carga de 5 m y una altura de presión de 4 580 Pa.

Para el accionamiento de estas bombas se les acopla un motor eléctrico de 445 kg de masa y una potencia de 45 kW, que trabaja con una tensión de 440 V y corriente de 76 A. El movimiento del árbol se realiza con una frecuencia de rotación de 1 180 r/min.

2.6.1. Comprobación del fenómeno de cavitación a escala industrial

Para la comprobación del fenómeno de cavitación a escala industrial, se utilizó como caso de estudio la instalación del sistema de bombeo del licor producto de la lixiviación de la UEB

de Recuperación de Amoniaco en la empresa productora de níquel y cobalto “Comandante Ernesto Che Guevara”, específicamente las bombas de LPL, que presentan mayor incidencia de las fallas que ocurren en impulsores de bombas centrífugas. La metodología de cálculo hidráulico de la instalación de las bombas está basada en la caracterización de los factores que intervienen en la ocurrencia del fenómeno de la cavitación (Reyes, 2010).

Esta metodología se enmarca en la determinación de los parámetros de la instalación, la velocidad específica de aspiración, la carga neta positiva de succión y la verificación de la condición de cavitación en la instalación de bombas mediante la condición de ausencia de cavitación si: $NPSH_D \geq NPSH_R$.

2.6.2. Metodología de cálculo para el sistema de bombeo

La aplicación de la metodología de cálculo que incluye los parámetros principales presentes en la instalación de bombeo del LPL, permite establecer los parámetros del proceso. Para cumplir este objetivo se parte del análisis teórico de dicha instalación. Se consideró la ley de conservación de la masa de fluido a través de secciones de tuberías, de la condición de continuidad de la corriente y la determinación del gasto, relacionada con la tubería existente según González (2002). Se emplea la ecuación siguiente:

$$Q = A \cdot v \tag{2.25}$$

Donde: Q , es el caudal (m^3/s); v , la velocidad del fluido (m/s) y A , el área interna de la sección transversal de la tubería (m^2).

Para determinar la velocidad del fluido se despeja la ecuación 2.25 y se obtiene que:

$$v = \frac{Q}{A} \tag{2.26}$$

El área de la sección transversal de la tubería se determina como:

$$A = \pi \cdot \frac{d_{tub}^2}{4} \tag{2.27}$$

Donde:

d_{tub} .- diámetro de la tubería analizada; m.

Luego se determina el número de Reynolds en adecuación a la ecuación siguiente, según Garcell (1988) y Skelland (1970).

$$Re = \frac{d_{tub} \cdot v \cdot \rho_{licor}}{\mu_a} = \frac{4 \cdot Q \cdot \rho_{licor}}{\pi \cdot d_{tub} \cdot \mu_a} \quad (2.28)$$

Siendo: μ_a el coeficiente viscosidad dinámica; en Pa.s y ρ_{licor} la densidad del licor (1072 y 1109); en kg/m³.

El coeficiente de rugosidad absoluta (Δ) está determinado por la profundidad media de los salientes de rugosidad de la superficie interior de los tubos. A partir de datos experimentales se obtienen los valores de este parámetro en función de la calidad de los tubos (Kasatkin,1985).

En el caso de estudio, la instalación del sistema de bombeo del LPL se consideró:

$$\Delta \approx 0,01 - 0,02 \text{ mm} .$$

Se determinó por la ecuación (2.29) la rugosidad relativa de la tubería, que no es más que la relación entre la rugosidad absoluta y el diámetro del tubo.

$$\varepsilon = \frac{\Delta}{d_{tub}} \quad (2.29)$$

Para valores del número de Reynolds entre 2 300 hasta 100 000 y el diámetro de la instalación de estudio entre 60 y 100 mm, para el cálculo del coeficiente de pérdidas se empleó la ecuación de Haaland (1983), implícita en Camaraza (2020). La misma se considera válida para tubos técnicamente lisos y en aquellos cuyas rugosidades son pequeñas:

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = \left[-1,8 \cdot \log \left[\frac{\varepsilon / d}{3,7} \right]^{1,11} + \frac{6,9}{Re} \right]^{-2} \quad (2.30)$$

Donde:

$\frac{1}{\sqrt{f}}$ - coeficiente de pérdida por rozamiento en el régimen turbulento

Las pérdidas por rozamiento en corriente turbulenta en la instalación hidráulica se determinaron, según Nekrasov (1988), como:

$$h_{roz} = \lambda t \cdot \frac{l}{d_{tuber}} \cdot \left(\frac{v^2}{2g} \right) \quad (2.31)$$

Dónde: λt .- pérdidas por rozamiento para corriente turbulenta en tubos circulares; m

$\frac{l}{d_{tuber}}$.- rugosidad relativa del tubo con relación al diámetro

g .- aceleración de la gravedad; m/s²

v .- velocidad del fluido; m/s

Las pérdidas locales se determinan por:

$$h_{loc} = \zeta_{loc} \cdot \left(\frac{v^2}{2g} \right) \quad (2.32)$$

ζ_{loc} .- coeficiente de pérdidas locales

El cálculo de las pérdidas totales en la instalación está dado por la suma de los coeficientes de pérdidas de rozamiento y locales, en la impulsión y en la succión, determinado según Nekrasov (1986), por la ecuación siguiente:

$$\sum \zeta_t = \sum \zeta_{imp} + \sum \zeta_{suc} \quad (2.33)$$

Las pérdidas locales en la succión se calculan como:

$$\sum \zeta_{suc} = \zeta_{val} + \zeta_{entr} + \zeta_{cod.45^0} \quad (2.34)$$

Con: ζ_{val} - pérdidas en válvulas; adimensional

ζ_{entr} - pérdidas en la entrada de la succión; adimensional

$\zeta_{cod.45^0}$ - pérdidas en los codos de 45°; adimensional

Las pérdidas locales en la impulsión se determinan como:

$$\Sigma \zeta_{imp} = \zeta_{cod.90^\circ} + \zeta_{val} + \zeta_{cod.45^\circ} + \zeta_{sal} \quad (2.35)$$

Con:

ζ_{sal} - pérdidas en la salida de la impulsión; adimensional

$\zeta_{cod.90^\circ}$ - pérdidas en los codos de 90°; adimensional

ζ_{val} - pérdidas en la válvula de impulsión; adimensional

$\zeta_{cod.45^\circ}$ - pérdidas en los codos de 45°; adimensional

Las pérdidas totales se calcularon a partir de la sumatoria de todas las pérdidas locales unitarias en cada elemento y de su multiplicación por la cantidad de elementos presentes. Los valores de pérdidas establecidos para cada accesorio se muestran en la tabla 2.5.

Tabla 2.5. Valores de pérdidas locales establecidas para diferentes accesorios

Accesorios	Cantidad	Pérdida unitaria	Pérdida total
Codo 45° (Dn 100)	4	0,24	0,96
Codo 90° (Dn100)	3	0,90	2,70
Te (Dn 100) flujo desviado 90°	4	0,78	3,12
Válvula <i>Saunders</i> tipo A DN 100	2	3,50	7,00
Restricción a la entrada	1	10,50	10,5
Pérdidas totales locales del sistema			24,28

Se recomienda calcular las características de la red exterior de la instalación de licor por la ecuación (2.36), según el criterio de Alexandro (1986).

$$H_{red} = \Delta Z + R_c \cdot Q^2 + R_g \cdot Q \quad (2.36)$$

R_c .- coeficiente generalizado de resistencia de la red exterior de la instalación de transporte hidráulico.

R_g .- coeficiente adicional de resistencia de la red exterior, basado en la influencia del componente sólido de la hidromezcla.

ΔZ .. variación de la altura geométrica total de ascenso del líquido; m.

El coeficiente generalizado de resistencia de la red exterior en la instalación de transporte hidráulico se determinó, según Garcell (2001), como:

$$R_c = \left(\lambda_c \cdot \frac{l_t}{d_{tub}} + \sum \zeta_t + 1 \right) \cdot \frac{1}{2 \cdot g \cdot A^2} \quad (2.37)$$

l_t .- longitud total de la tubería; m

g .- aceleración de la gravedad; m/s²

A .- área de la sección transversal; m²

El coeficiente adicional de resistencia de la red exterior, basado en la influencia del componente sólido de la hidromezcla, se consideró según el criterio de Garcell (2001):

$$R_g = \lambda_c \cdot \frac{l_t \cdot \rho_{licor}}{\rho_{agua}} \cdot A \cdot \sqrt{S} \cdot \frac{0.44 \cdot v_{crit}^{2.5}}{g} \quad (2.38)$$

S .- concentración de sólido expresado en % y 16,64 µm de tamaños máximos de partículas

v_{crit} - velocidad crítica; m/s (equivalente a la velocidad específica).

La velocidad específica n_s , establecida en correspondencia con el régimen de trabajo en la succión de una máquina, se determina, según Pérez (2000), como:

$$n_s = \frac{n_r \cdot \sqrt{Q}}{(NPSH_R)^{\frac{3}{4}}} \quad (2.39)$$

Siendo:

n_r .- el número de revoluciones; r/min

Para calcular el flujo de licor se procedió según la expresión dada por Medrano (2005), todas en correspondencia con el sistema en estudio.

$$F_L = \frac{M_{licor} \cdot R_{l/s}}{\rho_{Licor}} \quad (2.40)$$

F_L .- flujo de licor; m³/s.

M_{licor} .- flujo másico del LPL; kg/s

$R_{l/s}$.- relación líquido sólido

ρ_{licor} - densidad del licor; kg/m³

La dependencia del flujo de licor respecto a la densidad se obtuvo a partir del establecimiento de los valores de densidad que puede presentar la misma, para los cuales se calcularon los valores de flujo correspondiente, como se muestra en la tabla 2.6.

Tabla 2.6. Valores de flujo de licor para diferentes densidades

Concentración de amoniaco (%)	Código de la muestra (LPL)	Densidad (kg/m ³) a 24°C	Relación (l/s)	Tamaño medio de partículas (µm)	Flujo másico (kg/s)	Flujo de licor (m ³ /s)
27	LPL - 32	1 109	5.10 ³ :1	17,354	9 144	38,09
34	LPL - 11	1 072	4,5.10 ³ :1	16,645	9 092	45,46

2.6.3 Comprobación de la condición de cavitación en el sistema de bombeo del licor

Para la comprobación de la condición de cavitación en el sistema de bombeo objeto de estudio, en la succión debe garantizarse la carga efectiva, Δh_s , (por encima de la tensión de vapor) como se expresó en el epígrafe 1.6 del capítulo 1, donde tiene vital importancia la reserva requerida de cavitación. Este parámetro depende de las peculiaridades constructivas de la bomba y es mayor para bombas con el rodete en voladizo que para las que tienen el rodete entre apoyos (Pérez, 2004).

Para cada sistema en particular, las reservas requeridas y admisibles de cavitación son una función del gasto. En una instalación no habrá cavitación a criterio de Reyes (2007), cuando se cumpla la condición de $NPSH_A \geq NPSH_R$.

La altura neta positiva en la aspiración se debe conocer y combinar en cada caso el NPSH disponible en la instalación y el NPSH_R requerido por la bomba. El NPSH_D está en función de la instalación e independiente del tipo de bomba y se determina como:

$$(NPSH)_D = P_{atm} + H_{succ} - \Sigma h - P_v \quad (2.41)$$

P_{atm} - es la presión atmosférica; m

H_{succ} - es la altura de succión; m

P_v - es la presión de vapor o de saturación del licor obtenido de forma experimental; m
 Σh - sumatoria de las pérdidas.

Con la aplicación de la metodología de cálculo de la altura neta positiva de succión disponible y la requerida, aplicada para este tipo de fluido y su instalación, se obtienen los valores de los parámetros cuantitativos de su comportamiento. Para la evaluación de los datos técnicos, referentes a la variación de la altura de aspiración, es importante la determinación de Δh_s , o sea; el $NPSH_R$ a través del criterio de Pérez (2004), que será:

$$NPSH_R = \Delta h_s = 10 \left(\frac{n\sqrt{Q}}{C} \right)^{4/3} \quad (2.42)$$

El valor del coeficiente de velocidad específica de aspiración en función de la velocidad específica (C) se seleccionó por las características de la bomba objeto de estudio. Para esta bomba, el coeficiente C se obtuvo en función de la velocidad específica n_s , $C = f(n_e)$. Para las bombas, con el rodete entre apoyos, $n_e : C = 800 \log n_s^{3/4}$.

Para determinar la condición de la cavitación en la bomba y establecer la intensidad de este fenómeno se consideraron los criterios de Nekrasov (1986). De los datos del fabricante de la bomba, respecto a la altura positiva neta de carga de succión, se tiene:

$$NPSH_R = 5 \text{ m}; n = 1180 \text{ r/min}; Q = 70 \text{ m}^3/\text{h}$$

De la comprobación del $NPSH_R$ con los parámetros de trabajo de la bomba y al despejar la ecuación (2.42) se tiene que:

$$NPSH_R = \left(\frac{n \cdot \sqrt{Q}}{n_s} \right)^{1.33} \quad (2.43)$$

$$NPSH_R = 3,94 \text{ m}$$

De los datos de la característica de la red, respecto a la altura positiva neta de carga de succión, se tiene la ecuación 2.44.

$$NPSH_D = P_{atm} + H_{suc} - P_v - \sum h_{suc} - \left(\frac{Q}{v}\right)^2 \frac{1}{2 \cdot g \cdot A^2} \quad (2.44)$$

$P_{atm} = 10,33 \text{ m}$; presión atmosférica respecto a la altura a nivel del mar

$\sum h_{suc} = 24,28$; sumatoria de las pérdidas.

$P_v = 0,40 \text{ m}$; metros de columna de agua (mcH₂O); presión de vapor o de saturación del licor producto de la lixiviación a 35 °C de temperatura.

$$NPSH_D = 1,5 \text{ m}$$

Según la condición de cavitación $NPSH_D < NPSH_R$; bajo estas condiciones se puede afirmar que, la bomba trabaja en el régimen cavitacional y sus parámetros de trabajo son: gasto 70 m³/h, altura de 4,7 m, rendimiento de 61 % y potencia de 27 kW.

El número de Thomas de cavitación (σ_T) se establece a partir de la ecuación:

$$\sigma_T = \frac{V^2}{2gH_{\text{máx}}} \quad (2.45)$$

También puede expresarse a través de la ecuación:

$$\sigma_T = \frac{NPSH_{Disp}}{H_a \text{ max}} = \frac{P_{atm} + H_{succ} - \sum h - P_v}{H_a} \quad (2.46)$$

Dónde: H_a - energía que dispone el líquido en la succión de la bomba en forma de altura manométrica correspondiente al máximo rendimiento; m

P_v .- presión de vapor o de saturación del licor obtenido de forma experimental; Pa

El coeficiente de cavitación se determinó por la ecuación siguiente:

$$\sigma_c = \frac{(h_{at} - h_v - h_{scrít})}{H_a} \quad (2.47)$$

$h_{scrít}$.- es la altura de succión crítica cuando el sistema funciona al más bajo rendimiento; m

h_v .- es la altura de la presión de vapor; m

h_{at} .- es la altura de la presión atmosférica; m

La condición del coeficiente de cavitación según Marchegeani (2006) establece que:

- si, $\sigma \geq \sigma_c$, no se producirá la cavitación
- si, $\sigma \leq \sigma_c$, se producirá la cavitación

2.6.4. Cálculo del número de cavitación

Para la determinación del número de cavitación que caracteriza el fluido se empleó el criterio adimensional establecido por Nekrasov (1968) a partir de la ecuación:

$$Ca = \frac{(P - P_v)}{\frac{\rho_{licor} \cdot V^2}{2}} \quad (2.48)$$

Ca .- número de cavitación

ρ_{licor} .- densidad del licor amoniacal; kg/m³

V .- velocidad de la corriente del fluido; m/s

P .- presión absoluta de la corriente del fluido; Pa

P_v .- presión de vapor obtenida experimentalmente; Pa

2.7. Modelo del potencial de erosión de la cavitación

El potencial de erosión de la cavitación en máquinas hidráulicas fue establecido por Sedlar *et al.* (2008), que establece la degradación del funcionamiento que se produce en las bombas centrífugas. Este modelo fue validado para la evaluación del potencial de erosión, utilizando como fluido el agua, no siendo evaluado para otros fluidos como el LPL.

El modelo del potencial de erosión de la cavitación está relacionado con la energía producto del colapso de burbujas. Para integrar la ecuación de Rayleigh – Plesset, se aplica el modelo de Runge – Kutta de cuarto orden, en la línea de flujo obtenida del número de Reynolds.

Según Sedlar *et al.* (2008), el modelo del potencial de erosión de la cavitación está caracterizado por:

$$\Delta E_{PE} = C \cdot \Delta E_i; \quad \text{W/m}^2 \quad (2.49)$$

C.- es la energía disipada durante el colapso de la burbuja, utilizada para formar la onda de choque que se propaga desde el centro de las burbujas, por lo que C es la mitad de la onda de choque emitida hacia la superficie sólida:

$$C = \frac{1}{2}$$

ΔE_i - es la variación de energía durante el i colapso de la burbuja. Se obtiene como la variación de su radio durante el trabajo realizado en los procesos de crecimiento y colapso, cuando la burbuja adquiere un radio mínimo y alcanza un radio máximo i y, cuando la burbuja va de un radio mínimo, a un radio máximo i+1, se establece:

$$\Delta E_i = W_{colapso} \left| \begin{matrix} R_{m\acute{a}x,i} \\ R_{m\acute{m}n,i} \end{matrix} \right| - W_{crecim} \left| \begin{matrix} R_{m\acute{a}x,i+1} \\ R_{m\acute{m}n,i+1} \end{matrix} \right| \quad (2.50)$$

Si el trabajo realizado es por colapso se obtiene mediante la expresión siguiente:

$$W_{colapso} \left| \begin{matrix} R_{m\acute{a}x,i} \\ R_{m\acute{m}n,i} \end{matrix} \right| = \int_{R_{m\acute{m}n}}^{R_{m\acute{a}x}} 4\pi R^2 (P_{liq} - P_{burb}) \quad (2.51)$$

Y el trabajo por el crecimiento se obtiene con la expresión:

$$W_{crecim} \left| \begin{matrix} R_{m\acute{a}x,i+1} \\ R_{m\acute{m}n,i+1} \end{matrix} \right| = \int_{R_{m\acute{m}n,i+1}}^{R_{m\acute{a}x,i+1}} 4\pi R^2 (P_{liq} - P_{burb}) \quad (2.52)$$

2.7.1. Determinación del parámetro de cavitación

El parámetro de cavitación K , según Cerro *et al.* (2013), está relacionado con la cavitación que producen esencialmente los líquidos en movimiento por implosión de las burbujas que se forman en su seno y las escoriaciones, picaduras o cavernas producidas en el material metálico, por implosión de esas burbujas sobre su superficie. Está representado por la ecuación siguiente:

$$K = \frac{P_0 - P_v}{\frac{1}{2} \rho V_{liq}^2} \quad (2.53)$$

ρ .- densidad del licor, kg/m³; V - velocidad del fluido, m/s.

P_0 .- presión inicial, m; P_v - presión de vapor obtenida experimentalmente, Pa;
 El parámetro de cavitación (K_i) tendrá un valor crítico, cuando la presión de implosión iguale a la resistencia o carga de rotura del material metálico, es decir, el valor de este parámetro crítico K_i , será:

$$K_i = \frac{1}{\left(\frac{3\sigma_m}{2P_0 \cdot \rho_{liq} \cdot C^2} + 1 \right)^{\frac{1}{3}} - 1} \quad (2.54)$$

σ_m - carga de rotura del material metálico.

Se establece como condición si:

- $K > K_i$, no se producirá cavitación.
- $K = K_i$, se iniciará la cavitación.
- $K < K_i$, cavitará, dependiendo del grado de afectaciones de los daños por cavitación, de la diferencia entre ambos valores.

2.7.2. Determinación de la frecuencia y tiempo de movimiento de las burbujas

Por el movimiento dinámico del fluido, las burbujas chocan y producen vibraciones (frecuencia), se denomina frecuencia de la cavitación. Como resultado se forma un oscilador de burbujas, que depende de la viscosidad del fluido y su frecuencia natural (f_0).

La frecuencia de la cavitación (f_0) es representada por la ecuación dinámica de Franc y Michel, (2006) como:

$$f_0 = \frac{1}{2\pi R_0} \sqrt{\frac{1}{\rho} \left[3\gamma P_{g0} - \frac{2\sigma}{R_0} \right]}; \quad \text{Hz} \quad (2.55)$$

El tiempo que una burbuja de vapor de radio R_0 tarda en desaparecer ($R = 0$), llamado tiempo de colapso (t_{col}) según Rayleigh (1917), se determina a través de la expresión:

$$t_{col} \cong 0,915R_0 \sqrt{\frac{\rho}{P_{liq} - P_v}}; \quad \text{ns} \quad (2.56)$$

2.8. Metodología de cálculo para el balance energético de una bomba centrífuga

El balance energético de una bomba centrífuga se sustentará en el cálculo del rendimiento total de la bomba y en la potencia real que consume el motor, porque estos aspectos caracterizan energéticamente la instalación. Se empleará la metodología propuesta por Nekrasov (1968).

Gasto que debe entregar el impulsor.

A la hora de diseñar una bomba es necesario tener en cuenta las fugas. En la práctica se consideran entre 2 y 5 %. Por lo que el gasto que debe entregar el impulsor para garantizar el flujo deseado es:

$$Q_{calc} = (1,02 - 1,05) \cdot Q; \text{ m}^3/\text{s} \quad (2.57)$$

Rendimiento volumétrico.

El rendimiento volumétrico está condicionado por las pérdidas volumétricas (fugas) están condicionadas por el paso de líquido a través de las holguras entre el impulsor y el cuerpo de la máquina. Depende en sumo grado del estado de las empaquetaduras.

$$n_v = \frac{Q}{Q_{calc}}; \% \quad (2.58)$$

Rendimiento hidráulico.

El rendimiento hidráulico está condicionado por las pérdidas hidráulicas surgen como resultado del rozamiento hidráulico y la formación de torbellinos en la máquina.

$$n_h = \frac{H_d - \sum \zeta_t}{H_d}; \% \quad (2.59)$$

H_d .- es la altura de impulsión (m).

Rendimiento mecánico.

$$n_{mec} = \frac{N_b}{N_t}; \% \quad (2.60)$$

N_t .- potencia total que consume la bomba (kW)

Rendimiento total de la bomba.

$$\eta_t = \eta_h \cdot \eta_v \cdot \eta_{mec} \quad (2.61)$$

- Potencia útil de la bomba.

$$N_b = \rho_{licor} \cdot Q \cdot g \cdot H_d; kW \quad (2.62)$$

Potencia útil entregada al eje de la bomba.

$$N_{eje} = \frac{\rho_{licor} \cdot Q \cdot g \cdot H_d}{1000 \cdot \eta}; kW \quad (2.63)$$

Potencia real que consume el motor.

$$N_m = M_c \cdot N_{eje}; kW \quad (2.64)$$

El valor del coeficiente M_c está dado entre: (1,05 – 1,1)

2.9. Procesamiento estadístico de la varianza

El Análisis de Varianza (ANOVA), como técnica estadística, permite el estudio de las características medidas u observadas, cuyos valores dependen de varias clases de efectos que operan simultáneamente. Esta técnica se basa en la división de la variabilidad total de una característica medible en la incertidumbre causada por diferentes factores que intervienen en el problema. Después de calcular los coeficientes de regresión se realiza el procesamiento estadístico de los datos, se determina la varianza (Ostle, 1975; Sarache, 2004) por la siguiente ecuación:

$$F_{cal} = \frac{J_{aj}^2}{J_y^2} \quad (2.65)$$

Según Sánchez y Torres (1989) y Freund (1992), la significación de los coeficientes de regresión se comprueba por el criterio de “t-Student”, para una probabilidad superior de un 93 %, en un intervalo de confianza de 0,05 a 15,0 y grado de libertad $n_0 - 1$.

Posteriormente se calcula la varianza por la siguiente ecuación:

$$J_{aj}^2 = \frac{\sum_{i=1}^{n_j} (y - y^{\text{mod } f})^2}{N_0 - K_0 - 1} \quad (2.66)$$

Siendo N_0 , j y K_0 , coeficientes significativos.

Por la ecuación (2.65) se calcula el coeficiente de Fisher (F_{cal}) y se compara con el Fisher tabulado (F_{tab}) según los grados de libertad del numerador y del denominador:

$$F_{tab} = \frac{J_{aj}^2}{J_y^2} \quad (2.67)$$

En la declaración de la prueba de hipótesis y toma de decisión se realizó según criterio de Vilar (2006), teniendo en cuenta la condición que:

Si el $F_{cal} > F_{tab}$, entonces la ecuación describe adecuadamente el campo de la experimentación.

2.10. Caracterización microestructural de la aleación empleada en los álabes

Para la preparación metalográfica se realizó un conjunto de operaciones como son: corte, desbaste, pulido, desengrasado y lavado (ASTM E3 – 95 y Norma NC 10 – 56: 86).

Las muestras cortadas son de 15 x 15 mm, se realizó con una fresa de disco del tipo HSS P 18 (Casillas, 1982), se les aplicó abundante refrigeración para evitar el calentamiento y cualquier cambio en la microestructura (Oberger *et al.* 2020). El pulido se realizó con los papeles abrasivos, variando la granulometría de los mismos y aplicándose a la pieza de trabajo, desde la más gruesa a la más fina, del tipo No 400, 600 y 800 (ASTM E 3 – 95). Se llevó a cabo con la lija montada sobre una placa de vidrio. Por último, las muestras se pulieron en una pulidora metalográfica marca Montasupal. Para el acabado final se utilizó un paño de fieltro grueso, se usó el óxido de cromo como sustancia abrasiva.

La composición del reactivo y las condiciones en las que se aplicó el ataque se muestran en la tabla 2.7.

Tabla 2.7. Composición química del reactivo químico

Reactivo	Composición química	Forma y tiempo	Observación
Agua regia	20 mL HNO ₃ + 60 mL HCl	Inmersión 30 s	Defectos estructurales

Se realizó la complementación de la caracterización microestructural, con un Microscopio Electrónico de Barrido de Bajo Vacío LV-5600.

Para la caracterización microestructural se empleó un microscopio óptico binocular marca NOVEL modelo NIM – 100. En la figura 2.6 se muestra la estructura patrón del material de los álabes de la bomba centrífuga.

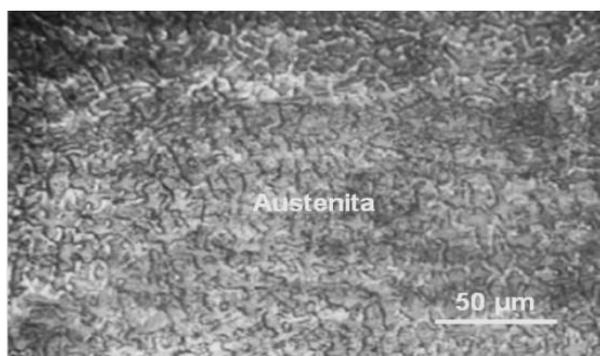


Figura 2.6. Microestructura de los álabes del impulsor, antes de ser dañado por la cavitación.

La micrografía observada se corresponde con la aleación Hastelloy C - 276, con una estructura totalmente austenítica. Se distinguen las líneas de los límites de los granos, sitio donde la fractura progresa alrededor de los carburos secundarios presentes en la estructura, los cuales son perjudiciales para la tenacidad. Los iones cloruros, las partículas abrasivas y la composición química del fluido, atacan esta estructura y la dejan susceptible a diferentes tipos de defectos, dentro de ellos la erosión por cavitación (Espitia, 2010).

La composición química de la aleación se determinó en un espectrómetro de emisión óptica BAIRD, modelo DV – 4, con un error del 5 %, ubicado en el laboratorio de materiales de la Universidad Nacional Autónoma de México (UNAM), México. El equipo está normalizado

según ASTM E – 485 *Optical Vacuum Spectrometric Analyse*. En la tabla 2.8 se muestra la composición química de la aleación Hastelloy C – 276.

Tabla 2.8. Composición química de la aleación Hastelloy C – 276, en %

Ni	Mo	Cr	Fe	W	Co	Mn	C	V	P	S	Si
Resto	15,0	16,0	4,0	3,8	2,5	0,9	0,01	0,35	0,04	0,02	0,08

El Hastelloy C - 276 es considerada una de las aleaciones disponibles más versátiles y resistentes a la corrosión, demuestra una excelente resistencia a una amplia variedad de ambientes en procesos químicos, a la picadura y al agrietamiento por tensión de corrosión, incluye aquellos con cloruro férrico y cúprico, medios orgánicos e inorgánicos contaminados, ácido fórmico y acético, agua de mar, salmuera e hipoclorito.

2.11. Conclusiones del capítulo 2

- Se establecen las condiciones a partir de una instalación experimental para determinar la incidencia del LPL sobre el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas.
- La selección de las variables que determinan la evolución de las burbujas para concentraciones de 27 y 34 % de LPL (caudal del fluido, radio de las burbujas y las variaciones de las presiones con respecto a la presión de saturación) deben ser evaluadas teniendo en cuenta dos factores y cuatro niveles.
- Se dedujo la ecuación que caracteriza la formación, las dimensiones y el movimiento de las burbujas en el LPL, que permite la determinación del radio.
- Se estableció una metodología de cálculo para la comprobación de la ocurrencia del fenómeno de cavitación, el potencial de erosión y para el balance energético.

CAPÍTULO 3

ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE LOS

RESULTADOS

3. ANÁLISIS Y DISCUSIÓN DE LOS RESULTADOS

3.1. Introducción

Los estudios experimentales del comportamiento del LPL permiten establecer los criterios y resultados que fundamentan el cumplimiento del objetivo y la veracidad de la hipótesis científica planteada, a partir del análisis y procesamiento de la información obtenida a través de la observación, la experimentación, los cálculos y las simulaciones.

El objetivo del capítulo es realizar la valoración de los resultados de la presión de formación y las dimensiones de las burbujas en el licor producto de la lixiviación a 27 y 34 % de concentración de amoníaco, así como, su influencia sobre los consumos energéticos y del desgaste por cavitación, en presencia de este fluido en el comportamiento microestructural de la aleación Hastelloy C - 276 expuesta a condición de cavitación.

3.2. Ajuste de los datos para la experimentación

En el experimento para los ajustes iniciales de los dispositivos, se seleccionó el tiempo total de adquisición (t) con intervalo desde 180 hasta 240 s; ya que, en la variable de temperatura no se producían cambios significativos en períodos de tiempos menores. Las frecuencias registradas en los experimentos fueron de 100 Hz. A esta frecuencia eran observables los cambios que se producían en las variables de presión. Para determinar la frecuencia de muestreo, se utilizó el criterio del teorema de Nyquist, con un posible número a utilizar de 18 000 datos, elemento de sistema de muestreo que coincide con el de Ramón (1989), Song y Cao (2012) y Zhu *et al.* (2016).

3.3. Presión de saturación y ocurrencia de la cavitación en la instalación

Los resultados de la presión de saturación (ver anexo 4) se muestran en la figura 3.1, en la que se obtuvieron las curvas de saturación de mezclas de LPL, a diferentes concentraciones de amoníaco y, en la segunda, se indujo el fenómeno de la cavitación a partir de la variación del caudal. Se observa que para el LPL a la concentración de amoníaco a 27 %, la presión de saturación es de $4,5468 \cdot 10^4$ a $2,2892 \cdot 10^5$ Pa a temperatura de 24 a 64 °C y para 34 %, la presión de saturación es desde $6,9505 \cdot 10^4$ hasta $4,4161 \cdot 10^5$ Pa para temperatura de 24 a 72 °C.

Las curvas presentan un incremento a partir de los 24 °C, lo cual permite relacionar la dependencia de la presión de saturación con el valor de las concentraciones de amoníaco del LPL. Al coexistir las dos fases, líquido y vapor saturado, la concentración de la mezcla del licor admite una incidencia favorable para mayores concentraciones de amoníaco a una menor temperatura de saturación.

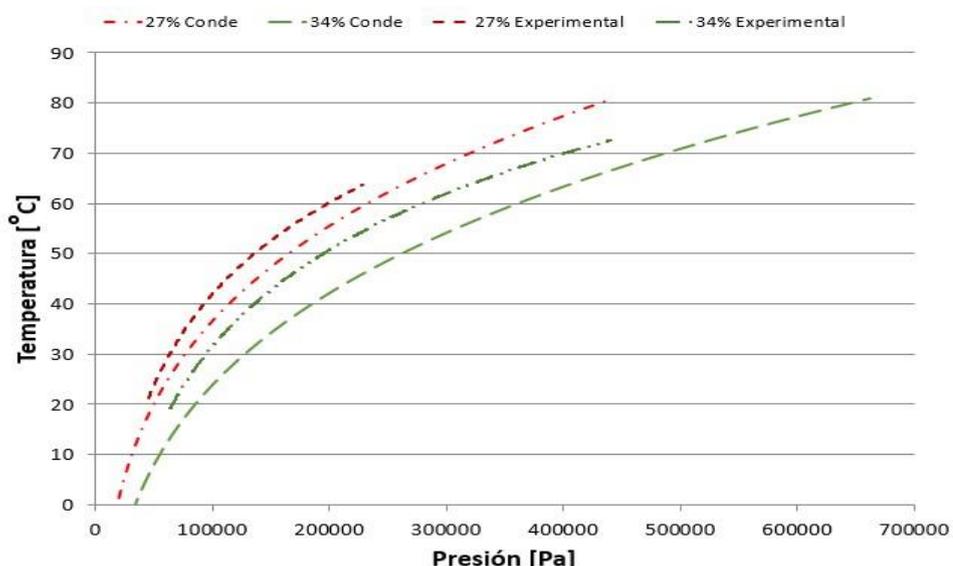


Figura 3.1. Curvas de saturación del LPL y mezcla de amoníaco agua a 27 y 34 % de concentración.

El incremento de los valores de temperatura, para menores valores de concentración, influye en las propiedades termo - físicas, químicas y termodinámicas del flujo, por la

presencia de partículas de sólidos en suspensión, lo que ha sido expuesto también por Reyes (2010) y Reyes (2015).

En la figura 3.2 se muestra el comportamiento de las curvas de saturación obtenida por Conde (2004) para una mezcla agua-amoniaco para 27 % de concentración de amoniaco, obtenida mediante la utilización de tablas y la obtenida por Reyes (2015) de forma experimental para 27 % de concentración de amoniaco del LPL.

Ambas curvas convergen inicialmente a temperaturas menores de 20 °C y presiones de $2,0 \cdot 10^4$ Pa, sin embargo, las tendencias gráficas de estas curvas difieren a partir de estos valores, incurriendo en un error relativo entre ambas funciones de 3 a 6 % de la curva obtenida por Conde (2004) con respecto a la obtenida experimentalmente.

A partir de la ecuación parametrizada de Rayleigh – Plesset, para el LPL, se estableció el comportamiento de las burbujas durante la cavitación, donde se consideró la presión del fluido igual a su presión de saturación. La curva de saturación se aplica para una temperatura fija y su valor es marcado por la presión de saturación.

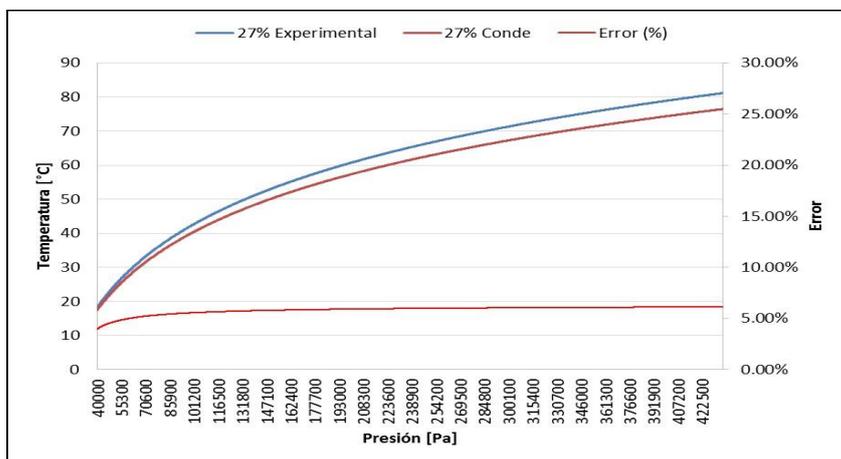


Figura 3.2. Comparación del error entre las curvas de saturación para concentraciones de 27 %.

La presión de formación de las burbujas al inducirse la cavitación en el LPL a 27 % de concentración de amoniaco es de $5,97 \cdot 10^4$ Pa a $4,5468 \cdot 10^4$ Pa a la temperatura de 22 °C y ocurre a partir de la disminución de la presión en la entrada del impelente. En el LPL a un

34 % de concentración de amoníaco ocurre el fenómeno de la cavitación al existir un descenso de la presión desde $8,9995 \cdot 10^4$ Pa hasta $6,9951 \cdot 10^4$ Pa a la temperatura de 24 °C.

En ambas condiciones, el líquido pasa a la fase gaseosa debido a que la energía no es suficiente para mantener las moléculas unidas, estas se separan y aparecen burbujas. De esta manera quedan establecidos los valores límites de presión de saturación para diferentes concentraciones.

Esta magnitud es invariable para las diferentes concentraciones, para magnitudes inferiores de presión del gas no se forman las burbujas, resultados que coinciden con los reportados por Reyes (2015) y que constituyen la primera parte de la novedad de la investigación.

3.4. Inducción de la cavitación en la instalación experimental

La inducción de la cavitación se efectuó a través de la estrangulación en la válvula de succión. Se aplicó la regulación de abertura (válvula abierta) de 25, 50, 75 y 100 % del caudal. Estos flujos producen cambios en la circulación del fluido, las presiones registradas en la entrada, en la salida de la voluta y los caudales para una concentración de LPL a 27 y 34 %, como se muestran en la tabla 3.1 de los resultados de las variables y factores relacionados en el diseño de experimentos. Se observa a partir de las señales emitidas por los captosres piezoeléctricos conectado en la voluta de la bomba que, el comportamiento de las presiones en la salida de la voluta desciende, por debajo de las presiones en la entrada de la voluta y toma valores de presiones inferiores al valor de la presión de saturación del LPL, cuando se realizan estrangulaciones del flujo por debajo del 75 hasta el 50 % de las regulaciones del fluido.

Los datos registrados por el captor piezoeléctrico ubicado a la salida del impelente muestran que, al regular la válvula de succión ocurre una caída de presión de $8,91 \cdot 10^4$ Pa a $4,65 \cdot 10^4$ Pa, valor que se encuentra por debajo de la presión que hay en la entrada del impelente que es de $5,97 \cdot 10^4$ Pa. Con esta presión se van a producir anomalías como

sacudidas o vibraciones perceptibles en las tuberías y en la estructura de la instalación, lo cual originará el fenómeno de la cavitación en la bomba, criterios expuestos por Lettieri *et al.* (2015) y Liu *et al.* (2016).

Tabla 3.1. Resultados de las variables y factores relacionados en el diseño de experimentos.

Concentraciones de LPL (%)	Caudales [m ³ /s]	Presión a la entrada de la voluta [Pa]	Presión en la salida de la voluta [Pa]	Posición de la palanca reguladora en la válvula
27	$3,92 \cdot 10^{-4}$	$8,73 \cdot 10^4$	$8,91 \cdot 10^4$	Abierta 100 %
	$3,36 \cdot 10^{-4}$	$5,97 \cdot 10^4$	$4,65 \cdot 10^4$	Abierta 75 %
	$2,75 \cdot 10^{-4}$	$1,98 \cdot 10^4$	$1,28 \cdot 10^4$	Abierta 50 %
	$7,57 \cdot 10^{-5}$	$1,43 \cdot 10^4$	$3,58 \cdot 10^4$	Abierta 25 %
34	$3,92 \cdot 10^{-4}$	$8,99 \cdot 10^4$	$1,040 \cdot 10^5$	Abierta 100 %
	$3,36 \cdot 10^{-4}$	$6,99 \cdot 10^4$	$6,95 \cdot 10^4$	Abierta 75 %
	$2,75 \cdot 10^{-4}$	$3,55 \cdot 10^4$	$3,45 \cdot 10^4$	Abierta 50 %
	$7,57 \cdot 10^{-5}$	$2,73 \cdot 10^4$	$4,37 \cdot 10^4$	Abierta 25 %

Como la ocurrencia del fenómeno está asociada con la presión en la salida del impelente se ubica por debajo de la presión de vapor, con esta temperatura se obtiene una mezcla de líquido y burbujas en la tubería de impulsión. Por otro lado, en la tubería de salida se forma una hilera de burbujas cuyo movimiento es oscilatorio, lo cual es un indicio de la aparición de cavitación. Los cambios del caudal de forma abrupta suceden porque el volumen específico del vapor es mayor que el volumen específico del líquido y al estar las dos fases presentes, el caudal suministrado por la bomba disminuye drásticamente, lo que ha sido reportado por Pérez (2004) y coincide con Reyes (2015).

3.5. Caídas de presión en el interior de la bomba centrífuga

El comportamiento de la presión al variar las posiciones de la válvula de entrada se muestra en las figuras 3.4 (a), 3.4 (b), 3.4 (c) y 3.4 (d), donde se ha obtenido el comportamiento de la presión en función del tiempo, registrada por dos captosres piezoeléctricos colocados en la instalación. Se muestran las señales obtenidas para diferentes posiciones de la válvula de entrada: a) 100 %, b) 75 %, c) 50 % y d) 25 %). Se observa en la figura 3.4 (a) un comportamiento estable de la presión, luego al cambiar el gasto volumétrico, existen caídas de presión en las regulaciones de la válvula.

En un primer instante, la presión del LPL en la salida de la voluta (línea azul) es mayor que la presión en la entrada de la voluta (línea negra). En ese instante, el comportamiento es de la bomba sin cavitarse (figura 3.3 (a)), luego, al disminuir el gasto a través de la válvula de entrada, existe un descenso de las presiones a valores similares a los obtenidos por la presión a la entrada de la voluta, lo que da origen al comienzo del fenómeno de la cavitación (figura 3.4 (b)). Ese fenómeno producirá una afectación a la superficie de la aleación de la que están fabricados los impelentes (Hastelloy C – 276).

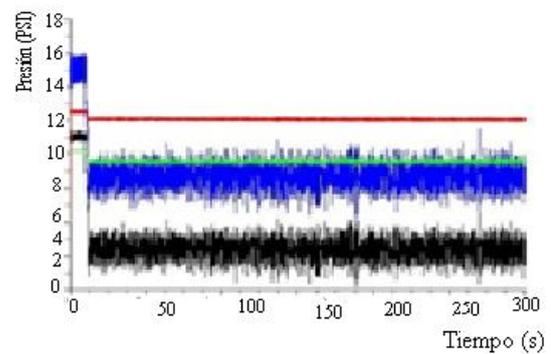
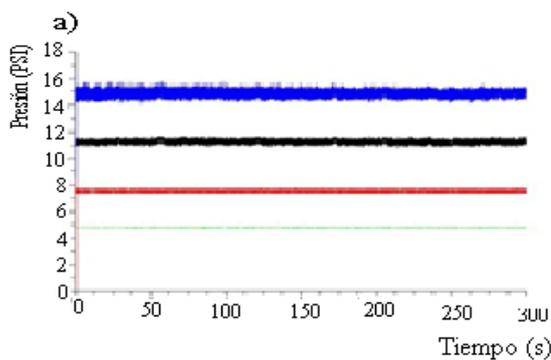


Figura 3.3 (a). Posición de la válvula a 100 %.

Figura 3.3 (b). Posición de la válvula a 75 %.

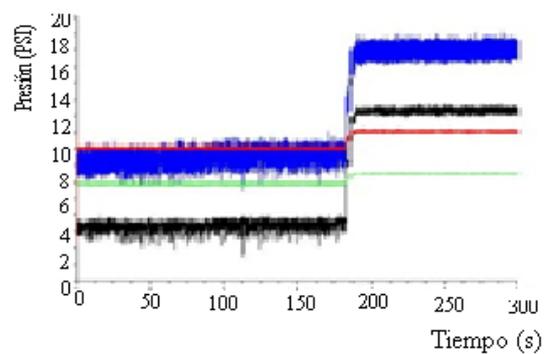
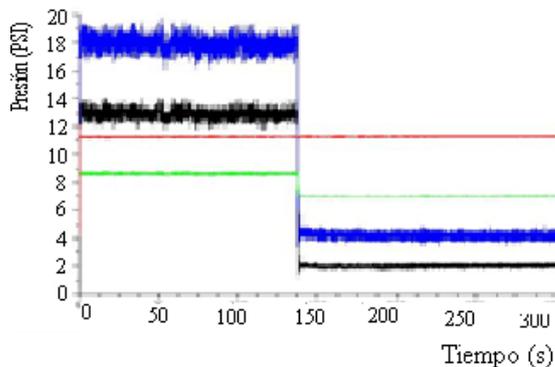


Figura 3.3 (c). Posición de la válvula a 50 %.

Figura 3.3 (d). Posición de la válvula a 25 %.

Al producirse la caída de presión, la cavitación se manifiesta en su máxima intensidad, con valores menores que los existentes en la presión a la entrada de la voluta, como se muestra en la figura 3.3 (c). En un tiempo más prolongado, al cerrar la válvula al 25 %, existe nuevamente un aumento de la presión, según lo mostrado en la figura 3.3 (d), por tanto, existirá inestabilidad en el sistema por vibración y cavitación, lo que ha sido reportado por Reyes (2015) y coincide con Wang *et al.* (2013) y Wang *et al.* (2015).

3.5.1. Presiones del licor durante la ocurrencia de la cavitación

Durante la inducción de la cavitación en la instalación experimental con el licor para concentraciones de amoniaco del 27 % y 34 % de amoniaco, las presiones registradas en los captores piezoeléctrico conectado en la voluta de la bomba presentó variaciones significativas en relación a la presión de saturación para estas concentraciones (figura 3.4). Se observa que, para concentraciones de amoniaco de 27 %, su valor, en la entrada de la voluta, es de $8,73 \cdot 10^4$ Pa. Al realizar cambios en la regulación del flujo mediante la válvula en la succión del 75 %, esta presión desciende por debajo del valor de presión de saturación para el licor a esta concentración es de $4,5468 \cdot 10^4$ Pa, para regulaciones de la válvula de 50 y 25 %, los valores de presiones continúan con valores menores al establecido por la presión de saturación.

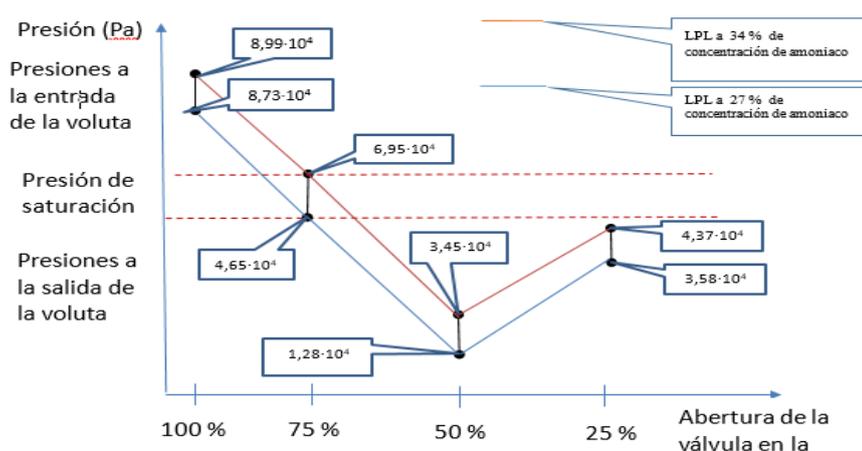


Figura 3.4. Presiones del LPL para concentraciones de 27 y 34 % de amoniaco.

Cuando se evaluaron concentraciones de 34 % de amoniaco, la presión en la entrada de la voluta de $8,99 \cdot 10^4$ Pa, y realizar regulaciones del flujo, mediante la válvula en la succión del 75 %, esta desciende por debajo del valor de presión de saturación y la presión en la entrada de la voluta es de $6,95 \cdot 10^4$ Pa; en la regulación de la válvula de 50 y 25 %, los valores de presiones continúan por debajo, al establecido, de la presión de saturación.

3.6. Validación de resultados en la instalación a escala industrial

Se realizó el cálculo de los parámetros para comprobar el régimen cavitacional del LPL, a partir de los datos obtenidos de la bomba analizada (figura 3.5). Se observa que para un caudal de 130 m³/h, sin regulación en el sistema, existe una coincidencia con el régimen de trabajo de mayor rendimiento; al realizar una estrangulación del flujo, se obtiene un gasto de 70 m³/h, por la exigencia del proceso, lo que permite establecer el punto de trabajo con resistencias hidráulicas y se produce una caída del rendimiento.

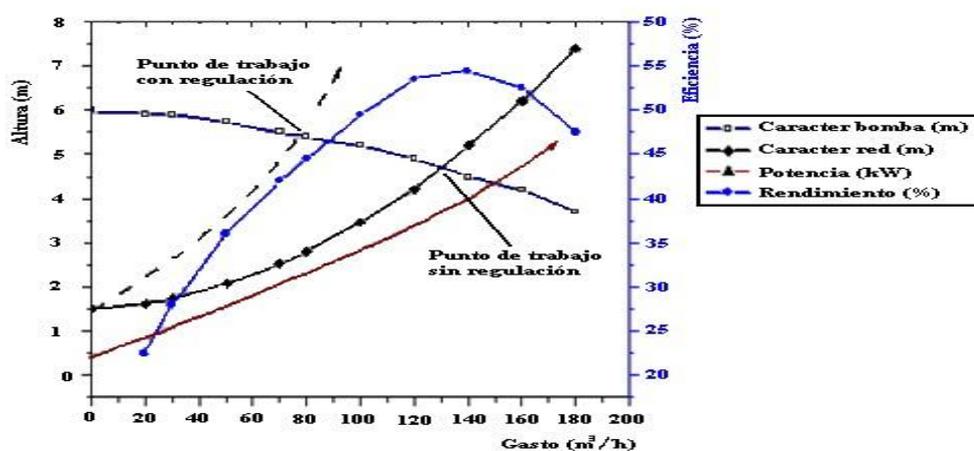


Figura 3.5. Características de trabajo de la instalación con la aplicación de resistencias hidráulicas.

La regulación experimentada provoca la disminución del rendimiento en más de un 3 % y se tiene una variación de la altura de succión (H_s) de los niveles mínimo y máximo del fluido (1,5 a 5,0 m). En estas condiciones de explotación y de regulación, demuestran que la bomba se encuentra en régimen cavitacional, ya que el $NPSH_D < NPSH_R$. Lo anteriormente planteado permite predecir que, en el sistema no se cumple la condición de ausencia de cavitación a partir de que el $NPSH_R$ es de 5,0 m y el $NPSH_D$ es de 1,5 m; lo que ha sido planteado por Reyes (2007) y Reyes (2010).

Los resultados de la aplicación de la metodología de cálculo en la instalación de bombeo del LPL, establecida en el capítulo 2 de los epígrafes 2.6.2, hasta el 2.7.2 se muestran en el anexo 5, así como los resultados de la metodología de cálculo de los parámetros principales para el balance energético establecida en el epígrafes 2.8 se muestran en el anexo 6.

La caída de presión por el efecto Venturi es la más significativa, pero también hay caídas por fricción, por choques y turbulencias del líquido a la entrada de los álabes. El efecto neto de todas las caídas de presión es la creación de una zona de muy baja presión alrededor del impelente y en el inicio del borde interno de los mismos.

Si en el licor disminuye la presión, hasta un valor inferior a la presión de vapor ($4,5468 \cdot 10^4$ Pa) se produce la formación de burbujas. El valor de $NPSH_R$ para evitar la formación de burbujas en el LPL debe ser de 5,0 m; característica específica de la bomba centrífuga empleada en la instalación industrial para este tipo de fluido.

El régimen cavitacional de la bomba durante el trasiego del LPL, es resultado de que, la instalación no cumple la condición exigida, ya que se trabaja con regulaciones del caudal por debajo del 75 %, esto conlleva a que, en el impelente existan presiones, con valores inferiores al de la presión de saturación, que provoca una caída adicional de la presión que existe durante la trayectoria del fluido desde el ojo del impelente hasta su extremo.

La magnitud de las pérdidas en la instalación tiene dependencia de las características de la red, del diseño del sistema interno de succión, la velocidad del fluido y de la rotación del impelente; criterios que han sido expuestos por Limbach *et al.* (2015) y Zhu *et al.* (2016).

3.6.1 Análisis del sistema de bombeo para diferentes condiciones de carga

Para la evaluación del sistema de bombeo de licor se procedió al análisis de la red. Se consideraron los valores de carga en relación con el diámetro de la tubería ($d = 60$ mm y $d = 100$ mm) en los cuales trabajan las bombas modelo BO X 45/54. En estas condiciones se calcularon los parámetros (velocidad y carga) a partir de los valores de gasto establecidos. En la tabla 3.2 se observa que, las velocidades del fluido van desde 0,35 hasta 8,84 m/s, lo cual indica que existen variaciones en este parámetro en la medida que se aumenta la carga en el sistema de bombeo. Las variaciones de estas velocidades tienen su incidencia en la superficie de la aleación, a pesar de que los aceros inoxidable en

soluciones oxidantes presentan buena resistencia. El LPL es considerado un fluido complejo, ya que se comporta como un óxido reductor en correspondencia con sus elementos químicos (agua, gas, sólido), por lo que el licor en estos niveles posee un carácter oxidante, según lo reportado por Hattori *et al.* (2008) y Mou *et al.* (2016).

Tabla 3.2. Resultados obtenidos en el cálculo del sistema de bombeo

Gasto Q (m ³ /h)	Velocidad V(m/s)	Carga del sistema d = 60 mm	Velocidad V(m/s)	Carga del sistema d =100 mm
0	0	10,00	0	10,00
10	0,98	15,89	0,35	10,59
20	1,96	33,57	0,70	12,35
30	2,94	63,04	1,06	15,30
40	3,92	104,30	1,41	19,43
50	4,91	157,35	1,76	24,74
60	5,89	222,19	2,12	31,23
70	6,87	298,81	2,47	38,90
80	7,85	387,22	2,82	47,75
90	8,84	487,42	3,18	57,78

Existe un endurecimiento superficial producto de los sucesivos impactos de las ondas de choque que producen la aparición e implosión de las burbujas de vapor generadas por el proceso de cavitación, que favorece la transformación localizada con niveles bajos de esfuerzo (Akhihiro *et al.* 1999; Mittag y Gabi, 2015).

3.6.2. Número de revoluciones con respecto al régimen cavitacional

Como se empleó el principio de semejanza dinámica, cuando se aplica a una bomba centrífuga indica que dos bombas de configuración similar tendrán características semejantes de funcionamiento.

Si se asigna el subíndice 1 a las condiciones en las cuales se conocen las características y el subíndice 2 denota las condiciones a alguna otra velocidad desconocidas, entonces:

$$Q_2 / Q_1 = n_1 / n_2 \tag{3.1}$$

Estas relaciones según (Karassik 1976) y (Kenneth 1998). Se pueden utilizar sin peligro para cambios moderados en las velocidades presentadas en el anexo 7.

Para obtener el comportamiento de las características de la bomba objeto de estudio representado para n_1 y compararlos con las características de las bombas representadas para n_2 y n_3 , se seleccionaron los números de revoluciones (n_3 , para la bomba de menor valor igual a 910 r/min; n_1 , para la bomba objeto de estudio con valor de 1 180 r/min y n_2 , para la bomba de mayor valor igual a 1 450 r/min).

En la figura 3.6 se representa el comportamiento de la característica de la instalación relacionada con la bomba objeto de estudio y otras de bombas a diferentes velocidades.

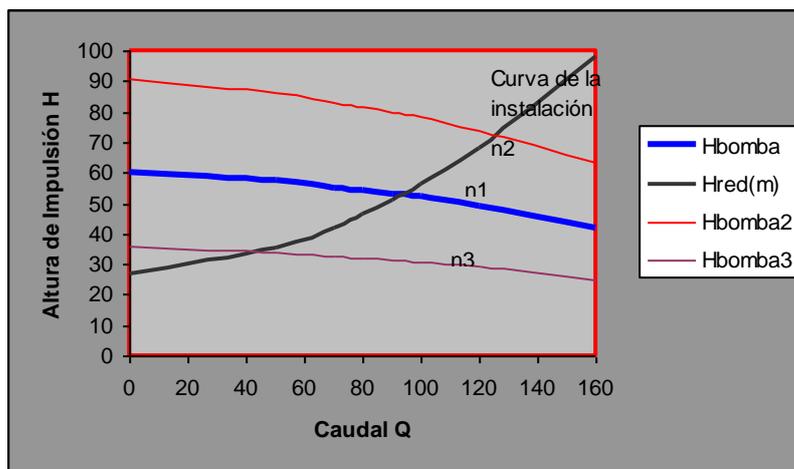


Figura 3.6. Comportamiento de la instalación relacionada con diferentes velocidades.

El gráfico indica la utilización de la bomba con un número de revoluciones de 1450 r/min el caudal que produce es de 130 m³/h en relación a la altura de la red, alcanzando una altura de impulsión de 73 m, con una altura de succión de 2,25 m y cuando se utiliza una bomba con un número de revoluciones de 910 rev/min el caudal que se produce es de 50 m³/h con una altura de impulsión de 34 m, con una altura de succión de 1,5 m. mostrando que la utilización de otras bombas en la instalación no se logra el caudal que necesitan los alambiques de licor de 70 m³/h en el punto de trabajo con regulación para una altura de impulsión de 50 m por lo que se observa que la instalación el número de velocidad específica es independiente de la velocidad de rotación a la que funciona la bomba.

3.6.3. Balance energético de la instalación de bombeo

Los resultados de la aplicación de la metodología de cálculo para el balance energético establecida, los valores de los parámetros se muestran en el anexo 10.

En la instalación de bombeo del licor producto de la lixiviación (LPL) a los alambiques de la UBP de Recuperación de Amoniac y Cobalto el $(NPSH)_D$ de la bomba (1,5 m) es menor que el $(NPSH)_R$ (5 m), dando lugar a la formación de gases y vapores en la succión de la bomba, y por tanto está presente el fenómeno de la cavitación. El cual provoca pérdidas de capacidad en las bombas, en volúmenes del licor ocupado por estos gases y vapores en forma de burbujas, que disminuyen el caudal a partir de la caída de presión en la voluta de la bomba y por tanto elevados niveles de gasto de energía utilizado por la bomba, criterio que coincide con Lai *et al.* (2019).

El consumo energético por la explotación de las bombas fue calculado (anexo 12), en ausencia de cavitación se obtuvo que este toma valores de 143 081,2 USD /año, sin embargo en presencia de cavitación fue de 697 931,62 USD /año, con una diferencia de 554 850,42 USD/año.

3.7. Simulación por métodos numéricos del fenómeno de cavitación

Con el desarrollo de medios de cómputo de altas prestaciones, la mecánica de los fluidos (hidromecánica) a través de los métodos numéricos como lo es el Fluido Dinámica Computacional (CFD), permite resolver estos fenómenos físicos de forma aproximada a la realidad según (Arias, 2020).

La simulación en la CFD también permite verificar que los resultados son independientes del mallado con un mallado inteligente, donde los resultados simulados no varían significativamente para los diversos tamaños de las mallas.

Los reportes de la modelación y la simulación de la ocurrencia del fenómeno de la cavitación se realizaron a través del programa computacional ANSYS, en la versión 12.1, mediante el cual se obtuvo el comportamiento vectorial del flujo de licor producto de la lixiviación. Se empleó el esquema “QUICK”, del que ANSYS Fluent dispone, con mallas formadas por elementos cuadrangulares y hexaédricos, donde se generaron 21 175 nodos y 17 220 elementos, lo que permitió realizar un cálculo con precisión, de orden elevado, del valor de “ ϕ ” en las caras de la celda. El criterio de convergencia fue 10^{-3} para todos los parámetros. En la figura 3.7 se muestran las afectaciones en las zonas del interior del álabe.

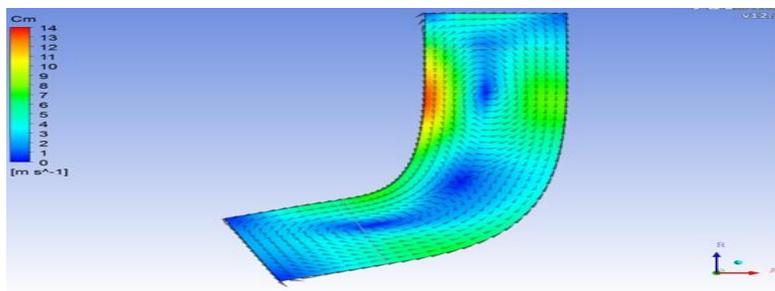


Figura 3.7. Comportamiento campo de velocidad vectorial de flujo del LPL.

Se observa el flujo del LPL a diferentes caudales, como las bombas son diseñadas con determinados rangos de flujos, para 27 y 34 % de concentración de amoníaco de LPL con flujos de $3,36 \cdot 10^{-4}$ a $7,57 \cdot 10^{-5}$ m^3/s se manifiesta turbulencia y vórtices que dañan la aleación. Como puede observarse, existe una recirculación en el sentido contrario a la rotación, criterio planteado por la teoría de las bombas centrífugas. Sobre la superficie de los álabes se observa que la formación de las burbujas se origina en el extremo inferior, lo que permite predecir que, el mecanismo que provoca la formación de burbujas en el LPL no es por emisión de micro – chorros, sino por ondas de choque.

En las figuras 3.8 (a) y 3.8 (b) se muestran el comportamiento de las presiones de trabajo y el de saturación del fluido en la región de los álabes del impelente.

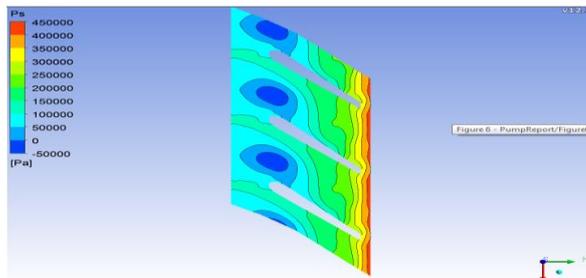


Figura 3.8 (a). Comportamiento de la Ps

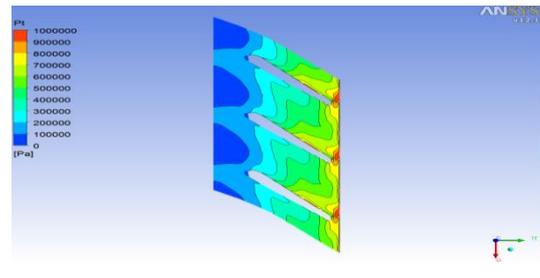


Figura 3.8 (b). Comportamiento de la Pt

Los resultados de la simulación mostrados en las figuras 3.7 (a) y 3.7 (b), permitieron comprobar el comportamiento del gradiente de las presiones en el interior del álabe donde se producen las caídas de presiones, al producirse estas con valores igual a la presión de saturación. Se observa que, la presión máxima está localizada en el extremo y la salida del álabe y la presión mínima se encuentra en la succión, próxima a la entrada del fluido. Por lo tanto, las presiones máximas se encuentran en la superficie superior que es el sentido donde la rotación hace contacto con el fluido, lo que ha sido expuesto por Boychenko y Kostyukov (2016).

Las mayores velocidades del fluido se localizan en la entrada del canal del álabe, que para caudales mayores son superiores los choques del fluido de LPL sobre las paredes del impelente debido a un cambio brusco en la dirección del flujo y la recirculación. Estos factores son responsables de las pérdidas por fricción, las cuales generan disminución en la altura de carga a elevados caudales, así como elevado desgaste sobre esta superficie, al incidir las partículas a elevadas velocidades y ocasionar cavidades en ésta.

En las figuras 3.9 (a) y 3.9 (b) se representa el comportamiento de la simulación y las líneas de los vectores de velocidad al realizarse regulaciones del 25 y 75 % del caudal. Las líneas de velocidades del flujo para regulaciones del 75 % del caudal producen una mayor alteración en los vectores del flujo en relación con la regulación del 25 %. Se muestra la incidencia de las burbujas en el desprendimiento y la perforación del material de los que están fabricados los álaves del impelente en la bomba.

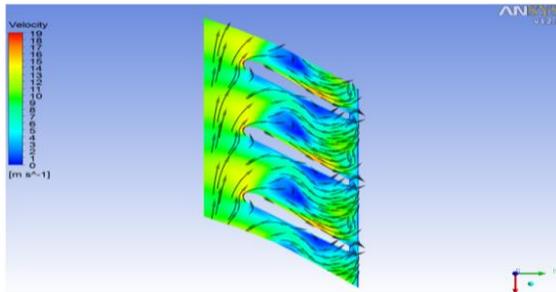


Figura 3.9. (a) Líneas de velocidades del flujo para regulaciones del 25 % del caudal.

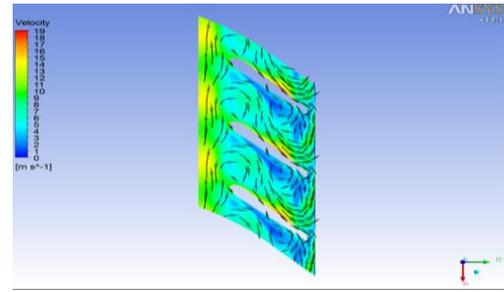


Figura 3.9. (b) Líneas de velocidades del flujo para regulaciones del 75 % del caudal.

Se pueden apreciar las regiones donde se ocasionan las mayores afectaciones, en las cuales ocurren las implosiones de las burbujas, corroborado en las muestras de impelentes averiados, retirados del proceso y, se pudo establecer que las mismas se localizaban en las zonas muy cercanas a las regiones donde se originan las variaciones de las presiones, criterios que coinciden con Lomakin (2015).

En la aplicabilidad de las técnicas de elementos finitos, se utilizó además el método OpenFOAM, criterio compartido con Moukalled y Mangani (2021), que permite ejecutar el estudio mediante volúmenes finitos, del cual los resultados coinciden con las simulaciones presentadas en el ANSYS.

3.8. Evolución del radio de las burbujas en el régimen cavitacional

A partir de la composición del fluido, la presión y la temperatura de esta hidromezcla, fue necesario el ajuste de la ecuación parametrizada de Rayleigh – Plesset. En correspondencia con las ecuaciones desde la 2.2 hasta la 2.14; se realizaron las deducciones para obtener en la ecuación 2.22 los parámetros (densidad, tensión superficial, viscosidad, presión de saturación de licor) que caracterizan la hidromezcla.

Los parámetros determinados permitieron caracterizar la formación de burbujas para el LPL. Con la aplicación de la ecuación parametrizada 2.22 en la herramienta informática, se introducen los valores obtenidos en el anexo 8, que tiene como ventana (calcular) los datos suministrados al programa representado en el anexo 9 y con el procesamiento de los datos

calculados con la ventana (graficar) en el programa, donde se obtienen los gráficos correspondiente a los fluidos del agua y el LPL a 27 y 34 % de concentración de amoniaco, y con las ecuaciones 2.23 y 2.24 se comprobó las dimensiones de las mismas.

La figura 3.10 caracteriza la ecuación de Rayleigh - Plesset parametrizada en correspondencia con el comportamiento de la presión, el radio de la burbuja y su tiempo de duración, a partir de la presión de saturación. Para ello se consideró el tamaño inicial de la burbuja: $R_0 = 1 \times 10^{-5}$ m o $10 \mu\text{m}$ y el $dR/dt = 0$.

Los resultados obtenidos describen el comportamiento de las burbujas para los fluidos de agua y LPL, a concentraciones de 27 y 34 % de amoniaco.

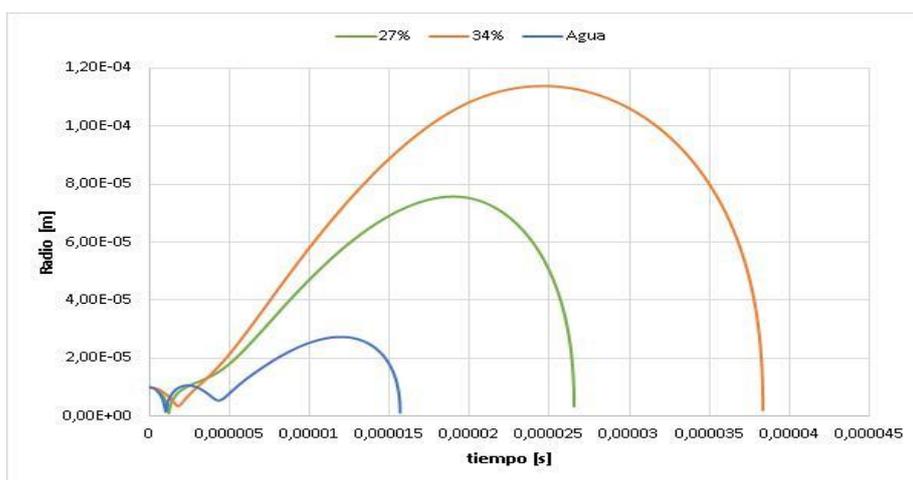


Figura 3.10. Evolución del radio de la burbuja en función del tiempo.

Las curvas experimentan una trayectoria del radio de las burbujas desde su formación, crecimiento y colapso en función del tiempo de duración. Se observa que, para el agua, en un tiempo de $1,500 \cdot 10^{-5}$ s a $1,600 \cdot 10^{-4}$ s, tiene correspondencia con un radio de la burbuja de $2,800 \cdot 10^{-5}$ m, sin embargo, para la concentración de licor con 27 % de amoniaco, el tiempo de duración de la burbuja es de $1,600 \cdot 10^{-5}$ s a $2,700 \cdot 10^{-5}$ s con un radio de la burbuja de $6,000 \cdot 10^{-5}$ m y para la concentración de licor de 34 %, el tiempo de crecimiento es de $2,000 \cdot 10^{-5}$ s a $3,800 \cdot 10^{-5}$ s con un radio de la burbuja de $1,000 \cdot 10^{-4}$ m.

La evolución del tiempo de duración y el radio de las burbujas en el agua es menor que para el licor a diferentes concentraciones, así también el tiempo de duración y el radio de la burbuja son mayores para el licor al 34 % que para el de 27 %. Este comportamiento de las curvas, obtenido por la ecuación de Rayleigh – Plesset parametrizada, es válido, cuando se producen regulaciones de los caudales del fluido y ocurren variaciones de las presiones, al encontrarse la presión del fluido en el límite de la presión de saturación, donde el cambio de fase ocurre de manera instantánea.

Si no se produce ningún cambio en las condiciones de operación, seguirá la formación de nuevas burbujas y las viejas crecerán en tamaño, luego serán arrastradas por el líquido desde el centro hasta la periferia de los álabes del impelente. Seguidamente, debido a la rotación, las burbujas desarrollarán altas velocidades y se desplazarán hacia las regiones de mayor presión, donde empiezan a colapsar. El ciclo de vida de estas se ha estimado en un tiempo de 0,0003 segundos, criterio expuesto por Chiu y Cheng (2005) y Han *et al.* (2010).

El colapso de una burbuja esférica puede generar velocidades de 530 m/s y temperaturas por encima de 6 000 K debido al alto grado de compresión del gas adiabático contenido en la burbuja, donde no hay intercambio de calor entre el interior de la burbuja y el líquido.

También el colapso de una burbuja simétrica puede emitir hasta un 90 % de la energía contenida como sonido, mientras que la asimetría de la burbuja puede afectar la estabilidad (amplitud) de las burbujas subsecuentes, lo cual provoca una disminución en la amplitud del sonido generado por la implosión de la burbuja, criterio que ha sido expuesto por Mesa *et al.* (2010); Wei *et al.* (2011) y D'Agostino (2016). En ese instante se provoca la cavitación en función de las condiciones de flujo y en correspondencia con el movimiento de las burbujas, dichas burbujas interactúan sobre el material del componente donde se produce el fenómeno, criterio que coincide por lo expuesto por Kumar y Saini (2010), Song y Cao (2012), Fan *et al.* (2016) y Reyes (2016).

Al producirse en el flujo de un líquido valores de presión baja, se forman burbujas rellenas de vapor del líquido, el flujo arrastra estas burbujas que encuentran condiciones de presión mayor a la del vapor y colapsan, la fuerza motora es la diferencia entre la presión hidrostática y la presión de vapor del líquido.

En la figura 3.11 se muestra el ajuste de la ecuación de Rayleigh- Plesset para el agua y el licor a las concentraciones de 27 y 34 % para un medio dinámico.

Las burbujas experimentan una trayectoria creciente desde la formación y crecimiento, sin que se produzca la implosión de las mismas. En los tiempos de 0,000015 a 0,000020 segundos, no implosionan, por lo que logran alcanzar la salida del impelente y de la voluta de la bomba, con la formación de un oscilador de estas en la tubería de descarga.

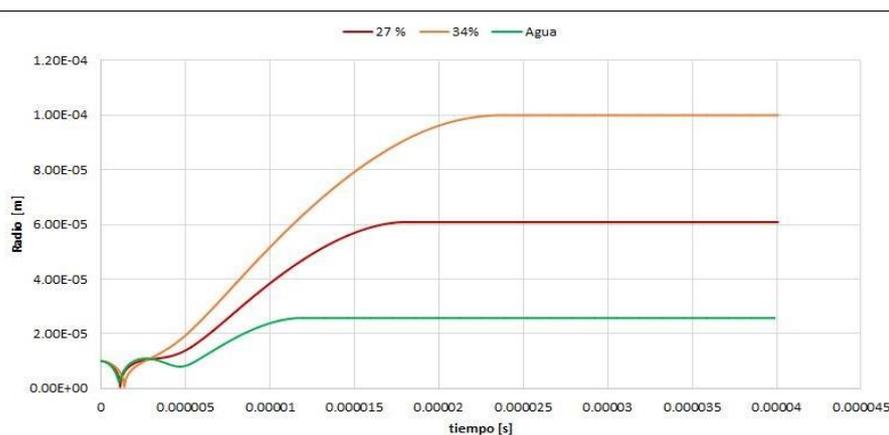


Figura 3.11. Evolución del radio de la burbuja en función del tiempo.

Se observa que, el diámetro de la burbuja producida en el agua tiene un radio de $2,5 \cdot 10^{-5} \text{m}$, para una concentración de LPL del 27 %, el radio de la burbuja es de $6,0 \cdot 10^{-5} \text{m}$ y para una concentración de LPL del 34 %, el radio de la burbuja es de $1,0 \cdot 10^{-4} \text{m}$.

Se puede observar que, para un medio dinámico, la evolución del radio de la burbuja varía en función del tiempo. En un mismo período de este tiempo, el radio es mayor para el LPL a un 34 % que para el 27 % de concentración de amoníaco. En la primera aparecen picos de mayor potencia en una misma frecuencia de tiempo. Esto es considerado como una

respuesta de la superficie al proceso de erosión, es decir, que los defectos que se generan en la superficie a pesar de no generar una topografía uniforme que se corresponde con el período de incubación, ya que después de un tiempo superior de $2,0 \cdot 10^{-5}$ s, aumenta la amplitud de dichos picos. El comportamiento de las curvas representa el espaciamiento promedio de las cavidades generadas en el impelente de la bomba, según el criterio expuesto por Qing *et al.* (2016).

El comportamiento de las velocidades de formación y crecimiento de las burbujas se muestran en la figura 3.12, donde la velocidad de formación de la burbuja se corresponde con la primera derivada del radio en función del tiempo.

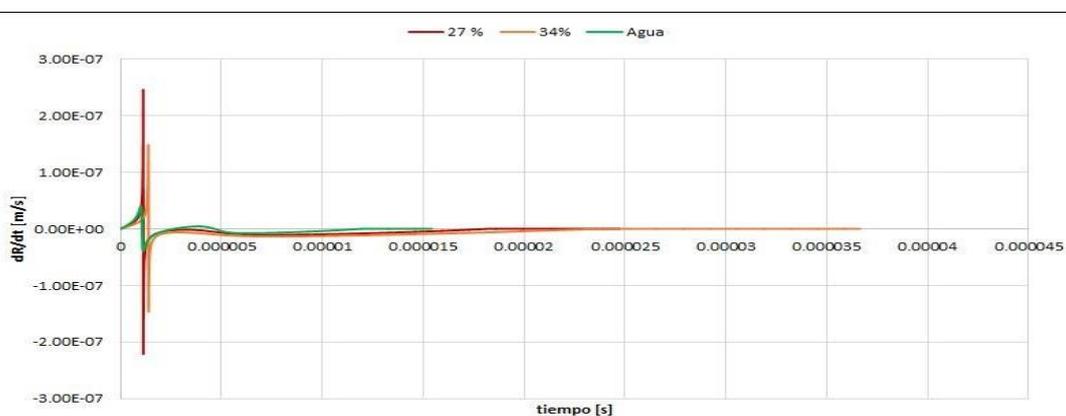


Figura 3.12. La velocidad de formación de la burbuja.

Al analizar la velocidad de la burbuja en función del tiempo para soluciones del agua y del licor a diferentes concentraciones, las curvas obtenidas permiten plantear que, las burbujas experimentan un tiempo de duración que va desde $0,5 \cdot 10^{-6}$ a $1,5 \cdot 10^{-5}$ segundos. En este tiempo, la burbuja implosiona antes de alcanzar la salida del impelente. Al ser de mayor radio de crecimiento las burbujas que se producen para concentraciones de licor producto de la lixiviación, menor es su velocidad, por lo que aquellas formadas al producirse la cavitación en el agua, alcanzan mayores velocidades.

La ocurrencia del fenómeno de la formación de burbujas se debe a que, al tener un radio de mayor tamaño, alcanzan velocidades menores que las que pudieran alcanzar si se formaran con radios de burbujas más pequeños. Se observa que la curva correspondiente al agua,

tiene una velocidad de formación de las burbujas de $2,5 \cdot 10^{-7}$ m/s de su máximo local, mayor y más pronunciado para el agua, que, para la convergencia de la función a las concentraciones mayores de licor, la cual va desde $1,5 \cdot 10^{-7}$ m/s para el licor al 34 % de concentración, hasta $1,3 \cdot 10^{-7}$ m/s para el licor al 27 % de concentración de amoniacó.

Alrededor de los mínimos locales subsecuentes la velocidad supersónica no se alcanza. La evolución en el tiempo de las burbujas es más lenta en el agua, pero alcanzan velocidades supersónicas durante el colapso, según los criterios expuestos por Kumar y Saini (2010) y Kulagin *et al.* (2016). Los resultados que experimentan las velocidades de crecimiento de las burbujas significan que cuando estas alcanzan un radio pequeño, logran la velocidad máxima, su implosión se produce en la superficie sólida del álabe del impelente y en la tubería de descarga no existe la presencia de burbujas.

Al colapsar, se destruyen por completo o se generan otras burbujas de menor radio que forman secuencias de otras ondas, criterio que coincide con Espitia y Toro (2010), Shi *et al.* (2013) y Reyes (2016). El fluido analizado para concentraciones de 27 y 34 %, puede considerarse como un medio pseudocristalino con gran número de vacantes en equilibrio estático, estas vacantes existentes constituyen el núcleo de formación de burbujas que alcanzarán un tamaño estable, ya que en él se encuentran gases disueltos, líquidos y sólidos.

La aportación de calor a través de las superficies, así como las variaciones de presión existentes en su seno debido a variaciones de sección o velocidad, pueden ser causadas por el crecimiento del volumen de estas burbujas, es decir, la causa que produce el fenómeno de la cavitación, lo que ha sido expuesto por Feng *et al.* (1999); Li *et al.* (2010).

Con el empleo de la ecuación de Rayleigh - Plesset parametrizada, se demuestra el criterio que si el líquido en la bomba contiene gases disueltos (presente en el licor producto de la lixiviación), comenzarán a liberarse en forma de burbujas y ocurrirá la erosión por cavitación en la bomba, además las burbujas de vapor se van a formar en el lugar donde

existen los cuerpos sólidos consistente en partículas sólidas de minerales contenida en el LPL, los cuales tienen un efecto de nucleación en la formación de las burbujas, por la incidencia de la presión, la velocidad y la forma amorfa de estas partículas.

Al realizar el análisis del proceso de formación y crecimiento de las burbujas, así como la trayectoria y las dimensiones de las mismas, en el licor producto de la lixiviación y, compararlos con los resultados obtenidos por Friedrichs y Kosyna (2002); Sedlar *et al.* (2008); Brennen (2011), se puede plantear que, estos resultados permiten dar cumplimiento a la hipótesis de la investigación y constituyen la segunda parte de la novedad científica.

3.9. Tratamiento estadístico de los resultados

El tratamiento estadístico de los resultados simulados y experimentales, según criterio de Box (1989), permitió establecer la correspondencia entre las observaciones teóricas, las experimentales y comprobar la idoneidad de los modelos, a partir de las variaciones de las presiones de saturación en la entrada y salida de la voluta, con los resultados de las variables y factores relacionados en el diseño de experimentos; se utilizó el paquete estadístico STATGRAPHICS Plus 5.1 para el análisis de regresión (anexo 11).

A partir del criterio de Freund (1992) y de los datos obtenidos, se correlacionan los tamaños promedio de los radios de las burbujas con las presiones a las cuales se forman y su tiempo de implosión. Se tomó como base la información suministrada por las pruebas de “t-Student”. La salida muestra los resultados del ajuste a un modelo de regresión lineal múltiple para describir la relación entre el radio de las burbujas y 2 variables independientes. La ecuación del modelo ajustado es:

$$R_{burbuja} = 0,191 \cdot 10^{-8} - 8,5164 \cdot 10^{-7} \cdot caudal - 1,78135 \cdot 10^{-7} \cdot P_{ev} + 0,30$$

Como el p valor en el análisis de regresión (anexo 11) es menor a 0,03; existe relación estadísticamente significativa entre las variables, con nivel de confianza superior al 90 %.

El estadístico R – cuadrado explica un 93,80 % de la variabilidad en radio de las burbujas;

dicho R cuadrado ajustado, es más conveniente para comparar modelos con diferentes números de variables independientes, para el caso analizado es de 93,28 %.

El error estándar de la estimación muestra que la desviación típica de los residuos es 0,47; sin embargo, el error absoluto medio (*MAE*) de 0,30 es el valor medio de los residuos.

El estadístico Durbin - Watson (*DW*) examina los residuos para determinar si hay alguna correlación significativa basada en el orden en el que se han introducido los datos. Dado que el *p* valor es inferior a 0,05; hay indicio de autocorrelación serial en los residuos.

3.10. Análisis microestructural de las cavidades en los álabes del impelente

Se muestra en las figuras 3.13 (a) y 3.13 (b) el análisis microestructural realizado a los álabes, expuestos a condiciones de trabajo y retirados de servicio. Se considera para el análisis la muestra patrón de la figura 2.7 del epígrafe 2.9 del capítulo 2. Las muestras analizadas son para una concentración de LPL de un 27 %.

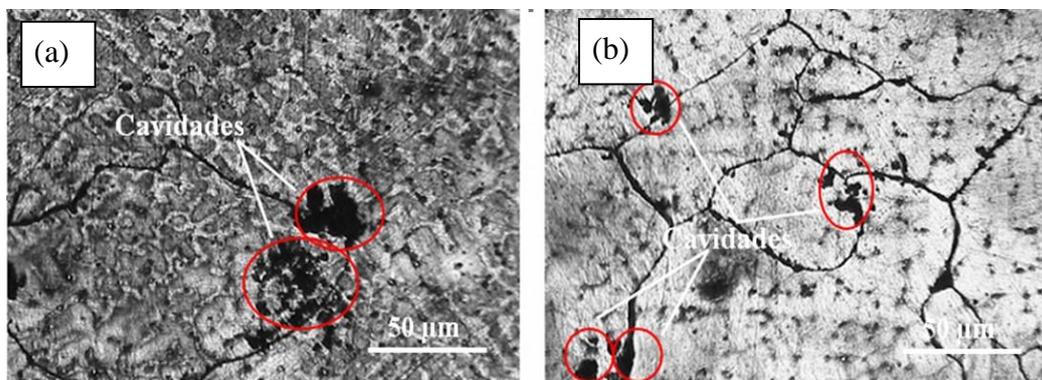


Figura 3.13 a y b. Microestructura del impelente para un 27 % de concentración de licor lixiviado.

Se analizó la formación de cavidades en los impelentes para una concentración de amoníaco en el LPL de un 34 %. Las figuras 3.14 a y b muestran los resultados.

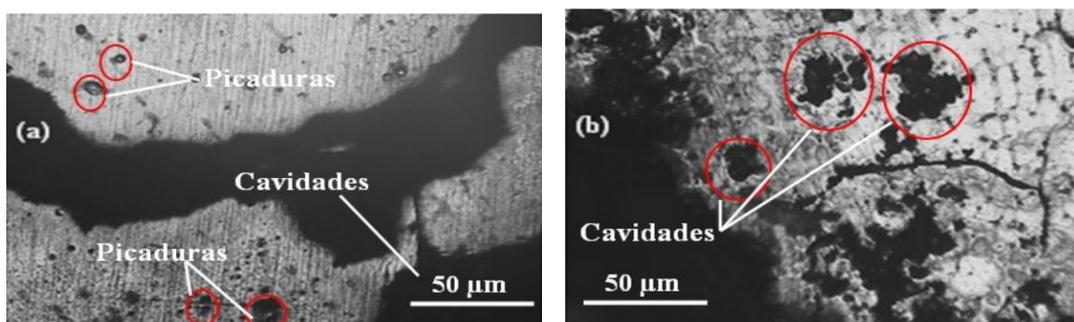


Figura 3.14 a y b. Microestructura del impelente para un 34 % de concentración de licor lixiviado.

Al realizar el análisis de las cavidades en los álabes de la bomba, se puede observar que, para una concentración de amoníaco de un 34 % (figuras 3.14 a y b), la formación de este defecto es más intensa en la superficie del material, existe un deterioro de la estructura cristalina de la aleación. Mientras que, para una concentración de licor a un 27 %, se observa (figuras 3.14 a y b) una menor intensidad en la formación de las cavidades, por lo que puede plantearse que a medida que se incrementa la concentración de amoníaco en el licor, también lo hacen las afectaciones por cavidades en los álabes del impelente.

El inicio de la cavitación se debe a puntos de rotura del líquido sobre la superficie de la aleación llamados cavidades. Estos puntos son la tensión necesaria para romper o fracturar el líquido, es decir vencer las fuerzas de cohesión intermoleculares y dar inicio a la formación de desperfectos o discontinuidades en la superficie de la aleación, criterio que ha sido reportado por Courtney (2000).

Entre los factores a considerar en la formación de cavidades en la aleación se encuentran la presencia de amoníaco y partículas sólidas erosivas, así como las temperaturas del licor. Esta diversidad de agentes ocasiona una complejidad al proceso de erosión de materiales metálicos en estos ambientes con múltiples problemas para el control de los procesos de erosión en las industrias, lo que ha sido planteado por Sagaró *et al.* (2007) y Terada (2008).

De igual forma se observa que, granos deteriorados están ubicados al lado de otros, prácticamente intactos, debido a la diferencia de orientación cristalina entre ellos, que actúa como atenuadora o aceleradora de las tensiones que generan la rotura de la aleación, en que los límites de maclado, al presentar una rápida acumulación de tensiones, restringen la deformación que permite la actuación del mecanismo de fatiga y fractura; dichos granos son los primeros en deteriorarse, lo que ha sido planteado anteriormente por Garzón *et al.* (2004); Krella, (2005) y Mesa *et al.* (2010).

Las cavidades originadas en los álabes se deben a la variación de tensiones en las capas superficiales producto del amoniaco. Esto trae como consecuencia la aparición del fenómeno de la fatiga superficial, el cual es similar a la rotura por fatiga volumétrica de los cuerpos sólidos y tiene como resultado las fisuras iniciadas dentro de la masa de la aleación. Las grietas superficiales se deben a las grandes tensiones de contacto que producen la fatiga de las capas superficiales o defectos superficiales producto del proceso de elaboración mecánica o de montaje, aspecto que ha sido reportado por Guitar *et al.* (2003).

3.10.1. Resultados de la microscopía electrónica de barrido (MEB)

La figura 3.15 muestra el comportamiento obtenido del análisis mediante MEB. Las figuras 3.15 a y b se corresponden con un 27 % de concentración y las figuras 3.15 c y d para un 34 % de concentración de amoniaco.

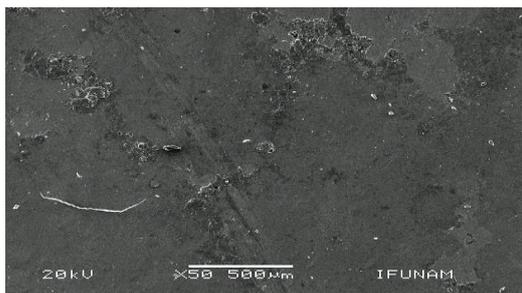


Figura 3.15 a. Muestra 1.

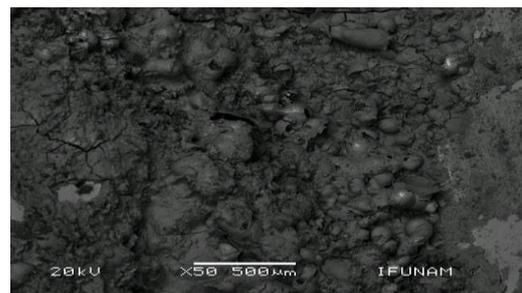


Figura 3.15 b. Muestra 2.



Figura 3.15 c. Muestra 1.



Figura 3.15 d. Muestra 2.

Para 27 % de concentración en la superficie de la superaleación Hastelloy C-276, existe menor incidencia de las burbujas durante su formación. Independientemente a estas condiciones, se observa la presencia de daños en la estructura como la formación de picaduras y la ruptura de la capa pasiva, existe presencia de carburos, se observa un ataque generalizado por efecto de la corrosión intercrystalina, con la presencia de grietas a todo lo

largo del borde de grano. Existe una línea de granos que muestran un desmenuzamiento, lo cual debilita la capa pasiva y la resistencia mecánica del material.

Para 34 % de concentración de amoniaco en el fluido, el material muestra una superficie más deteriorada con la presencia de poros y grietas, existe una deformación de la fase dendrítica y la formación de carburos. Se observa una matriz no texturizada con la presencia de poros. La formación de la tonalidad oscura presente en la superficie, puede estar asociado a las incrustaciones del licor en los límites de granos, que deja susceptible a la superaleación y da origen al fenómeno de la cavitación.

En la medida que existe una mayor implosión de las burbujas, se introduce más deformación en la superficie del material, el estado tensional es uniaxial con distribución homogénea de las tensiones, el flujo plástico queda confinado en esta zona, permanece en estado de carga plástica, aparecen tensiones radiales y circunferenciales, que dan lugar a un comportamiento no homogéneo del material, criterio que ha sido reportado por autores como Barzdaitis *et al.* (2016).

Los patrones de difractogramas (SEM) obtenidos en las diferentes muestras se observan en la figura 3.16 a, se corresponde para un 27 % de concentración y la 3.16 b para 34 %. Fue empleado un ángulo de 45,51° para la obtención de los mismos.

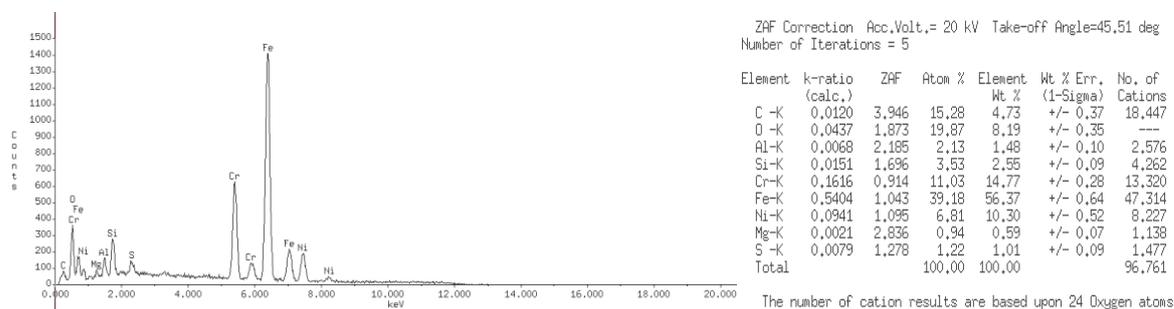


Figura 3.16 a. Difractograma para 27 % de concentración de amoniaco.

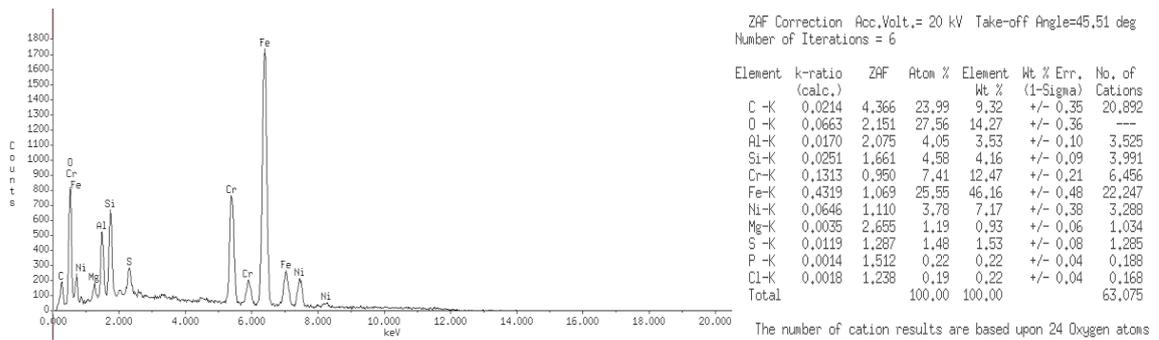


Figura 3.16 b. Difractograma para 34 % de concentración de amoniaco.

En los dos difractogramas se muestran la presencia de los elementos predominantes con respecto al pico de máxima intensidad en la superaleación Hastelloy C - 276, el hierro, el níquel y el cromo son elementos que caracterizan esta aleación, con el níquel, que es el elemento característico, forma la austenita, el cromo aumenta la capacidad de endurecimiento del material, por consiguiente, las propiedades mecánicas del mismo como su dureza, tenacidad y límite elástico, hace que sea una superaleación de buenas características y con resistencia al desgaste erosivo y deformaciones plásticas.

La observación de las muestras para 45,51° evidencia que, existe una variación en cuanto a los elementos químicos, en la medida que el fluido interactúa con la superficie de la superaleación Hastelloy C - 276; los componentes de esta hidromezcla dejan susceptible el material al fenómeno de la erosión, las burbujas ejercen una influencia en la durabilidad del impelente. Existe un endurecimiento superficial producto de los sucesivos impactos de las ondas de choque que producen la aparición e implosión de las burbujas de vapor generadas por la transformación del fluido, que favorece la transformación localizada con niveles bajos de esfuerzo (Akihiro *et al.*, 1999; Mittag y Gabi, 2015).

Existe la presencia de cloro entre los elementos químicos, que ha sido reportado por Hussainova y Schade (2008), donde la aparición de iones cloruros, además de impedir la formación de capas estables de óxidos, provoca fragilización en esta superaleación y contribuyen, de este modo, a un incremento de las razones de desgaste, en similares

condiciones de trabajo. Producto del sinergismo es posible que, en caso de estas aleaciones, el proceso de desgaste tienda a provocar continuamente la ruptura y a remover esta capa, deja al sustrato metálico expuesto a la acción del medio agresivo, provocándose de esta forma un daño de mayor consideración (Johansson y Olsson, 2000).

Las conclusiones obtenidas sobre las microestructuras y la formación de cavidades originadas por la presión de formación y el movimiento de las burbujas permiten dar cumplimiento a la hipótesis planteada en la investigación; en consideración con las demás regularidades anteriormente definidas, permiten establecer la influencia del licor sobre el efecto de la cavitación en las bombas centrífugas, el comportamiento microestructural de la aleación Hastelloy C - 276 y por ende, controlar el transporte del fluido.

3.11. Efecto económico y social de la investigación

En la evaluación del efecto económico se determinaron los gastos de explotación de la instalación actual para transportar un m³ de LPL a 50 m de distancia, para lo que se utilizaron dos variantes.

Variante 1 (cuando la instalación trabaja sin cavitación) (ver anexo 12).

Gasto anual de explotación de una bomba

$$G_b = 197\,484,92 \text{ USD/año}$$

Gasto de explotación de la instalación actual para transportar un m³ de licor a 50 m de distancia es de: $G_{\text{exp}} = 0,030 \text{ USD}$

Variante 2 (cuando la instalación trabaja en régimen cavitacional).

Al cavitarse la instalación, el flujo de licor que se transporta es de 70 m³/h, a diferencia del flujo trasegado al trabajar sin cavitación es de 130 m³/h. Debido a esto, el rendimiento de la bomba disminuye al 47 %. Los gastos fijos globales de esta variante se mantienen iguales a los de la variante anterior, ya que no varían.

El gasto anual por consumo de energía eléctrica (en presencia de la cavitación), se determinó por la ecuación 3.5 con un valor de la potencia que demanda el motor en la transportación del LPL de $N = 64,02$ kW y un rendimiento del accionamiento en la bomba $\eta = 47 \%$, por lo que: $g_{elec} = 697\,931,62$ USD /año

Gasto anual por mantenimiento.

Incrementado por el cambio de impelentes por año (4), con un costo de 708,86 USD

$g_{man}: 6\,607$ USD /año

Los gastos unitarios variables se determinaron por la ecuación 3.3 (anexo 12), con $V = 729\,737,84$ USD/año

El gasto anual de explotación de una bomba se determinó por la ecuación 3.2 (anexo 12), al sustituir los valores obtenidos en la 3.3 y 3.4 (anexo 12); en la que se obtiene $G_b = 733\,819,03$ USD /año.

El gasto de explotación, de la instalación para transportar un m^3 de LPL a 50 metros de distancia, al opera en un régimen con la presencia de la cavitación, se determinó por la ecuación 3.1 (anexo 12), con un caudal de licor transportado por una bomba en un año es de:

$Q = 952\,348$ m^3 /año, tiene como resultado $G_{exp} = 0,050$ USD.

El comportamiento de los gastos de explotación de la instalación para el transporte del licor producto de la lixiviación se muestra en la tabla 3.4, se observa que, si la instalación trabaja sin cavitación, existe un ahorro de un 6 % en el gasto de explotación de la instalación para transportar un m^3 de licor producto de la lixiviación, lo que representa un impacto de 12 605,42 USD/año (315 135,50 CUP/año) por identificar las regulaciones de las bombas en el proceso tecnológico a las cuales incurre la formación de burbujas.

Tabla 3.4. Gasto de explotación de la instalación para la transportación de un m^3 de licor

Indicador	V1 sin cavitación (USD)	V2 con cavitación (USD)	Diferencia (USD)	Impacto USD/año
Gasto para transportar un m^3 de LPL a 50 m	0,030	0,050	0,020	12 605,42

Si se le incluye el ahorro por concepto de energía (epígrafe 3.6.3), se obtiene un impacto total de 567 455,84 USD/año (14 186 396.00 CUP/año).

3.12. Conclusiones del capítulo 3

- Se obtuvieron los valores límites de presión de saturación del licor producto de la lixiviación a 27 y 34 % de concentración de amoniaco, evidenciándose que los valores máximos, se localiza en la salida (en el extremo álabe), sin embargo, los mínimos se encuentran en la succión, próxima a la entrada del fluido.
- Se dedujo la ecuación parametrizada de Rayleigh – Plesset para el licor producto de la lixiviación, la que permite determinar el radio alcanzado por las burbujas y el tiempo de duración para su formación.
- Las grietas, cavidades y desgaste erosivo así como la pérdida considerable en el material de los impelentes son los efectos más graves, que ocasiona el fluido en la aleación Hastelloy C – 276.
- Cuando se transporta un m³ de licor producto de la lixiviación y la instalación trabaja en régimen cavitacional o con cavitación, se incurre en un gasto de explotación de 0,050 USD, sin embargo, en condiciones de operación sin cavitación este gasto se reduce a 0,030 USD, lo que representa un impacto de 12 605,42 USD/año (315 135,50 CUP/año).

CONCLUSIONES GENERALES

- La formación de burbujas, que produce la cavitación en las bombas centrífugas, tiene lugar a una presión de saturación de $4,5468 \cdot 10^4$ y $6,9505 \cdot 10^4$ Pa, a concentraciones de amoníaco de 27 y 34 %, respectivamente; los que constituyen el límite inferior de presión a regulaciones del 75 % del caudal al transportar el fluido.
- El radio de las burbujas, en el licor producto de la lixiviación, alcanza valores del orden de 30 a 120 veces el radio inicial, en un tiempo de formación de $0,5 \cdot 10^{-6}$ a $1,5 \cdot 10^{-5}$ s y una velocidad que va desde $1,5 \cdot 10^{-7}$ hasta $1,3 \cdot 10^{-7}$ m/s para el licor de 34 y 27 % de concentración de amoníaco, respectivamente, evidenciándose que el tamaño es directamente proporcional a la concentración de amoníaco e inversamente proporcional a la velocidad de formación.
- El consumo energético en las bombas centrífugas, empleadas para el trasiego de licor producto de la lixiviación, influye negativamente, a partir de la caída de presión en la voluta de estas, se generan burbujas de vapor las que provocan pérdidas de capacidad, por la disminución de los volúmenes de licor y se eleva el gasto de energía.
- El fenómeno de la cavitación, del licor producto de la lixiviación, ejerce influencia sobre el impelente, donde las mayores afectaciones tienen lugar en la parte terminal del álabe, como resultado de la implosión de las burbujas de mayor tamaño en esa zona.
- Los cambios microestructurales en el material de los impelentes, elaborados de la aleación Hastelloy C – 276, guardan relación directa con la concentración de amoníaco y con la presencia de partículas sólidas en el LPL, lo que provoca la aparición de grietas, picaduras, cavidades y desgaste por erosión, cuando la concentración de amoníaco es de 34 % e imposibilita que se mantenga la capa pasiva.
- La valoración económica muestra que, si la instalación trabaja en régimen de no cavitación se obtiene un impacto de 567 455,84 USD/año (14 186 396.00 CUP/año).

RECOMENDACIONES

- Ampliar la investigación, según resultados obtenidos, para concentraciones de amoníaco en el licor producto de la lixiviación no tratadas en el este trabajo.
- Mantener los valores de regulación de caudal superiores al 75 % y de presión de saturación superiores a los valores obtenidos para evitar la aparición de cavitación en las bombas centrífugas.
- Utilización de variadores de velocidad para las bombas centrífugas que permitan regulaciones con un número de revoluciones de: 1450 r/min con la que se obtiene un caudal de 130 m³/h y a 910 r/min para un caudal de 70 m³/h, en la que existiría un mejor ajuste a la respuesta del régimen cavitacional.
- Transformar, en el diseño de los impelentes, la posición de los agujeros de compensación de presiones en los mismos impelentes de forma tal que estén ubicado más cercanos a la superficie de los álabes.
- Establecer puntos de mediciones de la presión con lazo de control automático para monitorear de forma on-line las variaciones de presión en el interior de las bombas centrífugas.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

1. Aguilar, M. Caracterización electroquímica de superaleaciones base-níquel. Tesis en opción al título de Master en Ciencia de los Materiales. Chihuahua, CHIH. México. 2012.
2. Agarwal, D. Nickel and nickel alloys. In: Uhlig's corrosion Handbook. R. Winston Revie (ed). John Wiley & Sons, Inc., New York, p. 831-851, 2000.
3. Adamkowski, A., Henke, A., Lewandowski, M. Resonance of torsional vibrations of centrifugal pump shafts due to cavitation erosion of pump impellers. *Engineering Failure Analysis*. 50 (7): 756-763, 2016.
4. Alcántara, D., Fernández, T., Rodríguez, I. Influencia de la pulpa lixiviada sobre el desgaste de una aleación del tipo Hastelloy C - 276. *Minería y Geología*. 32 (1): 93-105, 2016.
5. Alehossein, H. Qin, Z. "Numerical analysis of Rayleigh-Plesset equation for cavitating water jets". *International Journal. Numerical Methods in Engineering*, vol. 72, No. 7, pp. 780-807. 2007.
6. Alexandro, B. Investigación y establecimiento de los regímenes de la transportación de las colas del beneficio de la Fábrica. *Dshezkazgan*, 3 (3). 1986.
7. Almandoz Berrondo, J. *Apuntes de Maquinas Hidráulicas*. Univ. Del País Vasco, 2008.
8. Andrade, R., Torres, R. y Montes, E. Efecto de la temperatura en el comportamiento reológico de pulpas orgánicas. *Revista Ingeniería. Revista de la Facultad de Agronomía*, 26 (3): 599 - 612, 2009.
9. Arias, H. R. Optimización del diseño de bombas centrífugas radiales empleando la metodología de superficie de respuesta. Tesis presentada en opción al título académico de máster en diseño y fabricación asistidos por computadora, 80pp., Centro de

- estudios. Diseño y fabricación asistido por computadora CAD/CAM, Universidad de Holguín, Holguín, 2020.
10. ASTM. Standard Terminology relating to wear and erosion. International. Annu. B. Stand., American Society for Testing and Materials, p. 1 – 8, 2012.
 11. ASM Specialty Handbook. Nickel, Cobalt and their alloys, first edition, ASM International, USA. 2000.
 12. Akhihiro, Y., Matsuwaki, K., Matsumura, M. Critical impact velocity in the solid particles impact erosion of metallic materials. *Wear*, 233 – 235; 468 - 475. 1999.
 13. Barzdaitis, V., Mažeika, P., Vasylius, M., Kartašovas, V., Tadžijevs, A. Investigation of pressure pulsations in centrifugal pump system. *Journal of Vibroengineering*. 50 (7): 650-658, 2016
 14. Barnes, P. Laser-induced underwater sparks. *Appl. Phys. Lett.* 13, p. 282-284, 1968.
 15. Beckerle, P., Schaede, H., Rinderknecht, S. Fault diagnosis and state detection in centrifugal pumps. *Review of applications Mechanisms and Machine Science*. (1): 1-9, 2015.
 16. Bilicki, Z. Giot, M and Kwidzinski, R. Fundamentals of Three-phase flow by the method of irreversible thermodynamics. *Int. J. Multiph. Flow*. 28 (12): 157-160, 2002.
 17. Box, G., Hunter, W. *Estadística para experimentadores*. Editorial Reverté. Barcelona, España 1989.
 18. Boychenko, S., Kostyukov, V. “Condition monitoring and diagnostics of rotary machines using coherence function. *Advances in Technology to support end user Mission*”. *Failure Prevention Technology and the International Society of Automation*. 30 (1): 25-33, 2016.
 19. Brennen, C. *Acoustic and Cavitation* .Ed. Mossoni. 1994
 20. Brennen, C. “*Hidrodynamics of Pumps*. Cambridge University Press”. 2011.

21. Brooman, E. "Wear behavior of environmentally acceptable alternatives to chromium coatings: Nickel-Based Candidates". *Metal Finishing*, 102 (9); 75-82. 102 (9), 2004.
22. Blaine, G., Hugo, L. & Xiao, H. *Hastelloys, alloying and performance*, pp. 17-44: ASM International, USA. 2010.
23. Camaraza, Y. *Introducción a la termotransferencia*, 2ª. Ed: Editorial Universitaria MES. La Habana, pp 373-400. 2020.
24. Cardona P. L.F. Nueva correlación generalizada para estimar la presión de vapor. *Revista Científica*, 25, 280-289. Doi: 10.14483/udistrital.jour.RC.2016.25.a10. 2016.
25. Carón, M. Fundamental and practical factors in ammonia leaching of nickel and cobalt ores. *Journal of metal*. 188: 67-90, 1950.
26. Casillas, A. "Cálculo de taller". 5ta ed., Madrid, España, p. 316 – 321, 1982.
27. Cavazzini, G., Pavesi, G., Santolin, A., Ardizzon, G., Lorenzi, R. Using splitter blades to improve suction performance of centrifugal impeller pumps. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part A: Journal of Power and Energy*. 5 (10): 43-51, 2015.
28. Cerezo Román. J. Experimental study of an ammonia-water bubble using a plate heat exchanger for absorption refrigeration machines. *International Journal of Thermal Sciences*. 2006.
29. Cerro, P., López, V., y Torralb, R. "La Macrografía como método de análisis y prevención de roturas en servicio". *TEMATMA "Tecnología de Materiales y Medio Ambiente*, en la Universidad Politécnica de Madrid, España, pág 60, 2013.
30. Chang, A. *El Proceso de Escalado. Su aplicación en Metalurgia Extractiva*. ftp. Carrera de Metalurgia, del ISMM. 2009.

31. Chacín, F. Diseño y análisis de experimentos I. ed. FEPUVA – UCV. Caracas, Venezuela. p 388. 2000.
32. Chiu, F.; Cheng, H.; Man, T. Evolution of surface roughness of some metallic materials in cavitation erosion ultrasonics. 43 (6): 713-721. 2005.
33. Church. A. Bombas y maquinas soplantes centrífugas. Ed. Reverte. 1987.
34. Cisneros, H. Cavitación: Un ataque al corazón de las bombas centrifugas. [En línea], disponible en: <http://www.mch.cl/documentos/pdf/cavita.pdf> [Acceso el día 28 de marzo de 2007].
35. Código ASME, Performance Test Code, Centrifugal Pumps, 8.2 -1965
36. Coats, D., y Krawitz, A. Effect of particle size on thermal residual stress in WC-Co composites. Materials Science and Engineering Wear. 359 (101): 338-342, 2003.
37. Conde, M. "Thermophysical properties of NH₃ + H₂O solutions for the industrial design of absorption refrigeration equipment". Ediciones Mundi Prensa, 3^{era} edición Madrid. España: ISBN- 84-7114-647-9. 2004.
38. Courtney, T. H. Mechanical Behavior of Materials. McGraw Hill. 2^{da} edición, Singapore: McGraw-Hill. Boston. p. 733, 2000.
39. Colectivo de autores, Manual de operaciones de Recuperación de Amoniaco. Editado por el Palacio de las Convenciones, en el año del III Congreso del PCC, Cuba, 1985.
40. Colectivo de autores. "Manual de Operaciones Planta de Recuperación de Amoniaco de la fabrica Ernesto Che Guevara". 1987.
41. Das, C., Albert, S. "Characterization of nickel based hardfacing deposits on austenitic stainless steel". Surface Engineering. 21 (4): 290-295, 2005.
42. Da Silva, L.; Ferreira, K.; Scheid, A. Microstructure and Properties of Nickel-based C276 Alloy Coatings by PTA on AISI 316 L and API 5L X70 Steel Substrates. Materials Research. 18(1): 212-221, 2015

43. D'Agostino, L. Comparison of rotordynamic fluid forces in axial inducers and centrifugal turbopump impellers. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 5 (12): 234-240, 2016.
44. Deckwer, W. Improved tools for bubble column reactor desing and scale-up. *Chemical Engineering Science*. 48 (5): 889-898, 1993.
45. Delhaye, J. Two phase pipe flow. *International Chemical Engineering* 23(3). Pág 385-410. 1983.
46. Denghao, W, Ren, Y, Mou, J, Gu, J, Jiang, L. Unsteady Flow and Structural Behaviors of Centrifugal Pump under Cavitation Conditions. *Chinese Journal of Mechanical Engineering*: 32:17. 2019.
47. Dopazo. G. Cavitar o no cavitar. La inevitable ubicuidad de las burbujas. Editorial Reverte. Madrid. España, 2008. Real Academia de Ingenieria., ISBN: 84-95662-51-5. January 2008.
48. Doron, P.; Barnea, D. Pressure drop and limit deposit velocity for solid-liquid flow in pipes. *Journal of Multiphase Flow*. 15 (3): 231-243, 1995.
49. Ebrahimi-Bidhendi, M., Ashjaee, M., Riasi, A. Effect of SiO₂ nanoparticle size on initiation and intensity of bubble formation in a water pump. *Experimental Thermal and Fluid Science*. 55 (12): 76-85, 2016.
50. Espitia, L., Toro, A. Cavitation resistance, microstructure and surface topography of materials used for hydraulic components, *Tribol. Int.* 43 2037–2045. 2010.
51. Esmailian, M. The effect of cooling rate and austenite grain size on the austenite to ferrite transformation temperature and different ferrite morphologies in microalloyed steels. *Iranian Journal of Materials Science & Engineering* 7 (1): 7-14, 2010.

52. Fan, H., Lu, Q., Gong, J., Piao, Y. Analysis of ejection cooling at the shut-off operating condition for a reheat fuel centrifugal pump. *Qinghua Daxue Xuebao/Journal of Tsinghua University*. 30 (1): 45-55, 2016.
53. Feng, Z., Ball, A. The erosion of four materials using seven erodents - towards and understanding. *Wear*. 233-235: 674-684, 1999.
54. Finley, C., Clinton, A. A novel method for testing the NPSHA level of a submerged centrifugal LNG pump. 7th Topical Conference on Natural Gas Utilization 2007, Held at the 2007. AIChE Spring National Meeting. 25 (4): 88-97, 2014.
55. Finnie, I. "Erosion of surface by solid particles". *Wear*. 3 (1): 87-103, 1960.
56. Fu, Q., Yuan, S., Zhu, R., Wang, T., Jiang, X. Cavitation characteristics for impeller of centrifugal charging pump of M310 nuclear power plants. *Hedongli Gongcheng/Nuclear Power Engineering*. 5 (2): 32-40, 2013.
57. Fukaya, M. Prediction of cavitations erosion and residual stress of material using cavitating flow simulation with bubble flow model. *Fluid Mechanics and its Applications*. 6 (2): 25-33, 2014
58. Franc, J. P. y Michel, J. M. *Fundamentals of cavitation*. London: Kluwer Academic Publishers, p 306. 2006
59. Freitas, F., Costa, H. "On the suitability of the low mach number assumption in the modeling of the damage induced by pressure transients in piping systems". *Journal of Fluids Engineering*, 121, Marzo, p. 112-117, 1999.
60. Freund, J., y Simona, G. "Modern Statistics", 8th Edition. Ed. Prentice Hall. New Jersey, USA, 1992.
61. Friedrichs, J., y Kosyna. G. "Rotating cavitation in a centrifugal pump impeller of low specific speed". *Journal of Fluids Engineering*, 124, Junio, p. 356-362, 2002.

62. Garcell, L., Díaz, A.; Surís, G. "Transferencia de cantidad de movimiento, calor y masa". Editorial Pueblo y Educación, Ciudad de La Habana, (1988).
63. Garcell, L. "Flujo por tuberías de suspensiones minerales no newtonianas". Apuntes para una monografía, (2): 1-40, 2001.
64. Garzón, C., Dos Santos, J.; Tschiptschin, H. "Improvement of the cavitation erosion resistance of an AISI 304L austenitic stainless steel by high temperature gas nitriding". *Materials Science and Engineering A*. 382 (Issues 1-2): 378-386, 2004.
65. Godavarthy, S.S.; Robinson, R.L. y Gasem, K.A.M. SVRC–QSPR model for predicting saturated vapor pressures of pure fluids. *Fluid Phase Equilibria*, 246(1-2), 39–51. 2006.
66. Gillies, G., Shook, A. y Wilson, K. An improved two layer model for horizontal slurry pipeline flow". *Canadian Journal Chemical Engineer*. 8 (69): 173-178, 1991.
67. González, V. "Hidráulica, bombas y compresores." Editorial Pueblo y Educación, Ciudad de La Habana. 2002.
68. González, J., Blanco, E., Santolaria, C. "Numerical simulation of the dynamic effects due to Impeller-Volute interaction in centrifugal pump". *Journal of Fluids Engineering*. 24 (124): 348-355, 2002.
69. Guo, X., Zhu, Z., Cui, B., Shi, G. Effects of the number of inducer blades on the anti-cavitations characteristics and external performance of a centrifugal pump. *Journal of Mechanical. Science and Technology*. 3 (17): 67-75, 2016.
70. Gutiérrez, F., De la Vara, R. "Análisis y Diseño de Experimentos". McGraw Hill. México. p. 237 – 264, 2003.
71. Ghafouri, A., Mostaghimi, J., Chandra, S. "Modeling development of residual stresses in thermal spray coatings". *Computational Materials Science*, p. 13–26, 2006.

72. Gros, L., Couzinet, A., Pierrat, D. Part load flow and hydrodynamic instabilities of a centrifugal pump - Part 1: Experimental investigations ASME/JSME/KSME Joint Fluids Engineering Conference, AJK Fluids, 2015.
73. Guitar, M y Montero, F. "Comportamiento frente al desgaste y corrosión de un acero inoxidable AISI 304 nitrurado por plasma". In: Actas de las Jornadas SAM / Congreso CONAMET/Simposio Materia, Bariloche, Argentina, 17-21 Noviembre, p.722 – 725, 2003.
74. Hamomd, O., Tian, X., Chen, Z., Gu, F., Ball, A. A new method of vibration analysis for the diagnosis of impeller in a centrifugal pump, 21st International Congress on Sound and Vibration 2014, ICSV, 2014.
75. Hammitt, F. "Cavitation erosion: the state of the art and predicting capability". Appl. Mech. Rev. 32 (11): 665–675, 1980.
76. Han, W., Dong, Z., Yu, X. High speed photographic analysis of cavitations characteristics on the condition of aeration. Chinese Journal of Hydrodynamics. 25 (3): 352-358, 2010.
77. Haaland, S. E., Simple and explicit formulas for the frictionfactor in turbulent pipe flow, Trans. ASME, JFE 105,89, 1983.
78. Hattori, T., Ogiso, Y., Minami, I., Yamada, T. Formation and progression of cavitation erosion surface for long exposure, Wear. 265 1619–1625, 2008.
79. Harvey, A. "Study of Synergistic effect of Erosion and Corrosion of TiNi and CrNi Hard Coatings on AISI 1045 Mild Steel". Scientia et Technica. 12 (5): 17-22, 2008.
80. Haoulo, M., Soto, J. "Gradiente de presión de flujo de gas y líquido en tuberías horizontales considerando el efecto de las propiedades de mezcla". Revista de la Facultad de Ingeniería, Universidad Central de Venezuela. 20 (4): 102-113, 2005.

81. Hendry, J., Seader, J. "Synthesis in the design of chemical processes". AICHE Journal. 19 (1): 13-17, 1973.
82. Hewitt, G. "Measurement of Two Phase Flow Parameters". New York: Academic Press. 3 (5): 23-30, 1978.
83. Hewitt, G., Delhaye, J., y Zuber, N. "Multiphase Science and Thechnology". Washington. Hemisphere Publishing Corporation, 2. 1986.
84. Hidro News. 2021 [en línea]. [[Acceso 08 de junio 2021](http://www.itzacatepec.edu.mx/archivos/posgrado/REVISTA-CITID-2021-1.pdf)]. Disponible en: <http://www.itzacatepec.edu.mx/archivos/posgrado/REVISTA-CITID-2021-1.pdf>.
85. Higuera, V., Carriles, J. "Características de los recubrimientos $\text{Cr}_3\text{C}_2\text{-NiCr}$ en función del sistema de proyeccion térmica". Cerámica y Vidrio, p. 307-310, 2004.
86. Huang, X., Liu, Z., Yang, W. Cavitations characteristics of centrifugal pump near wear-ring clearance. Nongye Jixie Xuebao/Transactions of the Chinese Society for Agricultural Machinery. 50 (1): 1-9, 2015.
87. Hussainova, I. "Correlation between solid particle erosion of cermets and particle impact dynamics". Appl. Mech. 5 (3): 323-330, 2008.
88. Hutchings, I. "Solid Particle Erosive Wear Testing, ASM Handbook". Mechanical Testing and Evaluation, pp. 728-751, 2000.
89. Izquierdo, J., Cabrera, V., Iglesias, F., García, P. "Pipeline Start-up with entrapped air". Journal of Hydraulic Research, 36 (5), Abril, p. 579-590, 2000.
90. Iannetti, A.; M. Stickland y W. Dempster: "A CFD and experimental study on cavitation in positive displacement pumps: Benefits and drawbacks of the 'full' cavitation model", Engineering Applications of Computational Fluid Mechanics, 10: 57-71, 2016.
91. Johansson, B. "Current design practice and research on stainless steel structures in Sweden". Journal of Constructional Research 54 (21): 3-29, 2000.

92. Jonas, T., Weaver, A., Bennett, E., Marscher, W. Fluid-induced vibration problems in centrifugal pumps and turbomachinery Conference Proceedings - 39th Annual Training Conference. 8 (3): 103-112, 2015.
93. Kamiel, B., Howard, I. Multi fault diagnosis based on loading matrix and score matrix of principal component analysis for a centrifugal pump. Proceedings of ISMA - International Conference on Noise and Vibration. Engineering and USD. International Conference on Uncertainty in Structural Dynamics. 2014.
94. Karassik, J. "Factores Hidráulicos del sistema". London. Hydraulic Institute Standards, pp 1200. 1986.
95. Karassik, J., Krutzch, W., Fraser, W., Mssina, J. "Pump Handbook". Cuarta edición. New York: McGraw-Hill. 2008.
96. Karelin, B. "Fenómeno de Cavitación y Bombas Centrífugas y Axiales". Construcción de Máquinas, Mashinostroenne, Moscú, 1975.
97. Kasatkin, G. "Operaciones básicas y aparatos de la tecnología química". Tomo I, Editorial Pueblo y Educación, Ciudad de la Habana, Cuba, 1985.
98. Kumar, R., Saini, P. Study of cavitation in hydro turbines. A review, Renew. Sustain. Energy Rev. 14 (6): 374-383, 2010.
99. Kulagin, V., Likhachev, D., Li, F. Design method of supercavitating pumps. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 25 (3): 352-358, 2016.
100. Kunii, D., y Levenspiel, O. Fluidization Engineering., 2ª. Ed: Butterworth-Heinemann, 1991.
101. Krella, A. "Influence of cavitation intensity on X6CrNiTi18-10 stainless steel". Journal of Constructional Research. 258 (12): 1 723-1 731, 2005.
102. Lauterborn, W. "Termo cavitación y algunas aplicaciones". XIX Verano de la investigación científica de la Academia Mexicana de Ciencia,1998.

103. Laguna, C., Lewis, R., Vite, T. "A study of cavitation erosion on engineering materials". *Wear*. 301 (112): 467-476, 2013.
104. Lai, F.; X. Zhu; G. Li; L. Zhu y F. Wang: Numerical Research on the Energy Loss of a Single-Stage Centrifugal Pump with Different Vaned Diffuser Outlet Diameters, *Energy Procedia*, 158: 5523-5528, 2019.
105. Leighton, T. Derivation of the Rayleigh – Plesset equation in terms of volume. Southampton, UK: Institute of Sound and Vibration Research", 308: 13-26, 2007.
106. Lettieri, W., Defoe, J., Spakovszky, Z. An investigation of nonlinear flow oscillations in a high-pressure centrifugal pump *Journal of Turbomachinery*. *Chinese Journal of Hydrodynamics*. 7 (4): 11-19, 2015.
107. Li, Y.; Lai, H. Numerical analysis of cavitation flow in a high speed micro-pump. *Journal of East China University of Science and Technology*. 24 (18): 67-75, 2016.
108. Limbach, P., Müller, T., Skoda, R. Application of a compressible flow solver and barotropic cavitation model for the evaluation of the suction head in a low specific speed centrifugal pump impeller channel. *Journal of Physics. Conference Series*. 12 (8): 100-109, 2015.
109. Liu, J., Li, Y., Gao, Y., Zhou, C., Wu, Y. Critical cavitation coefficient analysis of a space low specific centrifugal pump with micro gravity. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 7 (4): 20-28, 2016.
110. Lomakin, V. Investigation of two-phase flow in axial-centrifugal impeller by hydrodynamic modeling methods. *Proceedings of International Conference on Fluid Power and Mechatronics, FPM*. 23 (12): 109-128, 2015.
111. Lu, J., Deng, J., Xu, Y., Feng, J., Luo, X. The study of a reactor cooling pump under two-phase flow. *Journal of Hydroelectric Engineering*. 23 (12): 135-142, 2015.

112. Luo, Y., Yuan, S., Yuan, J., Lu, J. Research on characteristic of the vibration spectral entropy for centrifugal pump. *Advances in Mechanical Engineering*. 5 (3): 9-18, 2014.
113. Marchegeani, A. "Cavitación". Universidad Nacional de Comahue. Facultad de Ingeniería. Dpto de mecánica aplicada. Máquinas hidráulicas.1 (2): 1-8, 2006.
114. Medrano, J. "Metodología para el cálculo en flujo de licor con la relación líquidos-sólidos en procesos metalúrgicos". Tesis de maestría en Metalurgia y Materiales, en el ISMM, p. 56-64, 2005.
115. Meng, G., Tan, L., Cao, S., Xu, Y., Qu, W. Numerical prediction of performance drop due to cavitation in a centrifugal pump. *IET Conference Publications*. 2014.
116. Mesa, D., Garzón, C., Tschiptschin, A. Estudio del desgaste erosivo por cavitación de un acero austenítico de alto nitrógeno apoyado en el uso de la difracción de electrones retroproyectados - EBSD". *Ingeniare. Revista Chilena de Ingeniería*. 2 (3) 242-249, 2010.
117. Milichenko, S., Alexandrov, A. Resistencia Hidroabrasiva de los Aceros Inoxidables. *Problemas de Fricción y Desgaste. Conferencia Científico Técnica sobre Tribología*. Kiev: 111-115.1975.
118. Miranda, L. Influencia de los parámetros tecnológicos y la composición químico-mineralógica de los minerales, en el proceso de extracción del cobalto en la tecnología carbonato-amoniaco. *Revista Cubana de Química*. XIV (2): 3 - 7, 2002.
119. Mittag, S., Gabi, M. Experimental and numerical investigation of centrifugal pumps with asymmetric in flow conditions. *Journal of Thermal Science*. 12 (4): 34-41, 2015.
120. Montgomery, D. C. *Diseño y Análisis de Experimentos*. Editorial Félix Varela, parte I, pág 178 - 204. La Habana, 2004

121. Mou, J., Wang, R., Gu, Y., Liu, F., Wang, Y. Influence of jetting suction chamber on performance of centrifugal pumps. *Journal of Central South University. Science and Technology*. 32 (2): 34-41, 2016.
122. Moukalled, F., Mangani, L. *The finite volume method in computational fluid dynamics. An advanced introduction with OpenFOAM, Matlab and Ansys*, 2^a. Ed. CRC Press, Boca Raton, pp. 1-1082). 2021.
123. Moreno, D., Rosa, A., Zamora K., Morales, Y., Arias, M., Aguilera, Y: Performance of the Centrifugal Pump of Double Suction using the Computational Fluid Dynamics Method. *Revista Ciencias Técnicas Agropecuarias*, ISSN -1010-2760, E-ISSN: 2071-0054. 30. (2): 46-61), 2021.
124. Norma NTC 4990
125. Nekrasov, B. *Hidráulica*, Ed. Pueblo y Educación, 1986.
126. Oberg, E., Jones, F.D, Hoortton, H.L., Ryffel, H.H. *Machinerys Handabook*. 30th, Industrial Pressw, Inc., New York, pp 1-4395. 2020.
127. Osseo-Asare, K. "Ammonia Hydrometallurgy, Thermodynamics of Dissolution and Adsorption Phenomena in Oxide Systems". Tesis de Maestría. University of California. 1975.
128. Ostle, B. "Estadística Aplicada". Limusa - Wiley, México, Cap. 10, 1975.
129. Paskhov, N. "Hidráulica y Maquinas Hidráulicas". Ed. Mir.1985
130. Pallas, R. "Adquisición y distribución de señales". Marcombo ed. Barcelona, 1993.
131. Pérez, B. "Strouhal number and especific speed. Caracterização de ensaios de máquinas de fluxo no laboratorio de vazao do IPT". Proyecto. CAPES-MES. IPT. San Pablo, 2000.
132. Pérez, R. "Cavitación y Materiales de Construcción en las Bombas Centrífugas". *Minería y Geología*. 20 (3-4): 114-118, 2004.

133. Perry, J.H. Chemical engineers handbook. 9 editions. New York: McGraw Hill Book, 2019.
134. Plesset, M. "The dynamics of cavitation bubbles". ASME J. Appl. Mech. 16 (4): 228–231, 1949.
135. Pei, J.; Zhang, F.; Appiah, D.; Hu, B.; Yuan, S.; Chen, K.; Asomani, S.N. Performance Prediction Based on Effects of Wrapping Angle of a Side Channel Pump. *Energies*, 12, 139. 2019.
136. Pei, J, Koranteng, M, Wenjie, Desmond A., Yin, T, Deng, T. A Practical Method for Speeding up the Cavitation, Prediction in an Industrial Double-Suction Centrifugal Pump. *Energies Magazine*. Disponible en [http://www](http://www.mdpi.com/journal/energies) [En línea], disponible en: <http://www.mdpi.com/journal/energies>. 2019. [Acceso el día 14 de abril de 2021].
137. Qing, B., Ren, J., Song, X. Cavitation inception in centrifugal pumps based on empirical mode decomposition. *Shuili Fadian Xuebao/Journal of Hydroelectric Engineering*. 32 (2): 52-60, 2016.
138. Ramírez, R. Giraldo, A. "Solución de la ecuación de Rayleigh-Plesset por medio del método del elemento finito". *Ingeniería y Ciencia*. [en línea]. Jan/June, v 9 n 17. 2013.
139. Ramón, P. "Transductores y acondicionamiento de señal". Barcelona: Marcombo. 1989.
140. Ramos, N. "Bombas, ventiladores y compresores". Editora ISPJAE, La Habana, 1994.
141. Randle, V. "Microtexture determination and its applications. Institute of Materials", 2nd Ed. London, England: Minerals and Mining. ISSN 978-1902653839. 2003.
142. Rayleigh, L. "On the pressure developed in a liquid during the collapse of a spherical cavity". *Philosophical Magazine*. 34 (12): 94–98, 1917.

143. Rastopov, S.; Sukhodolsky, A. "Sound generation by thermocavitation induced CW-laser in solutions". Chinese Journal of Hydrodynamics. SPIE, 1440 (127), 1990.
144. Rebak, R.; Dillman, J.; Crook, P.; Shawber, C. Corrosion behavior of nickel alloys in wet hydrofluoric acid. Materials and corrosion 52 (4): 289-297, 2001.
145. Reid, R.C.; Prausnitz, J.M. y Poling, B.E. The Properties of Gases & Liquids, Nueva York: Estados Unidos: McGraw-Hill. 1987.
146. Reyes, J. Diagnóstico de instalaciones de transporte de hidromezcla afectadas por cavitación. Minería y Geología. 23 (3): 87-117, 2007.
147. Reyes, J. "Un experimento de enseñanza e investigación de la cavitación en bombas centrífugas. Asociación Americana de Profesores de Física. Lat. Am. J. Phys. Educ. 4 (1): 2 - 18, 2010.
148. Reyes, J. Presión de saturación del licor amoniacal y su relación con la cavitación en bombas centrífugas. Minería y Geología. 31 (1): 23-30, 2015.
149. Reyes, J. "Dinámica de las burbujas de cavitación en fluidos amoniacaes trasegados con bombas centrífugas". Minería y Geología. 32 (3): 128-146, 2016.
150. Rein, M. "On the dynamics of heterogeneous shock cavitation". Acta Acustica united with Acustica. 71 (6): 23-31, 1990.
151. Reed, R. The superalloys fundamentals and applications. Ed. Cambridge. 2006.
152. Rincon, A. "New Troughlike Nonimaging Solar Concentrator". Energy engineering Journal. 124 (1): 51-55, 2002.
153. Rojas, L. "Identificación difusa de accionamiento de bombas centrífugas para el transporte eficiente de pulpa laterítica". Minería y Geología. 20 (3-4): 87-98, 2004.
154. Romo, S. "Evaluación de la resistencia a erosión por cavitación de superficies texturizadas". Departamento de Materiales y Minerales. Medellín, Colombia , 2013.

155. Zadorozne, N.; Carranza, R.; Giordano, C.; Ares, A.; Rebak, R. Effect of the composition of nickel alloys on the anodic behavior in aqueous solutions of chloride and bicarbonate. 1475 (XXXV). International Symposium. Scientific Basis for Nuclear Waste Management, Materials Research Society, Buenos Aires, Argentina, October 2-7, 2011
156. Sánchez, B., Fuentes, M. "Método para detectar fugas mayores en una red de agua potable". Ingeniería del Agua, 3 (1): 59-68, 1996.
157. Sánchez, R. y Torres, S. "Estadística elemental". Editorial. Pueblo y Educación. La Habana, Cuba, 1989.
158. Sarache, L. "Diseño de experimentos y análisis multifactorial aplicado a la industria". Facultad de Ingeniería, Revista Ingeniería Industrial, 4 (5): 585-590, 2004.
159. Sagaró, R.; Espinosa, L.; Carvajal, H.; Rodríguez, C. "Mecanismo de desgaste de materiales metálicos para martillos de molinos debido a la acción de partículas erosivas". Tecnología Química. XXVII (2): 41-47, 2007.
160. Sedlar, M., Némec, T., Marsík, F. "Analysis of cavitation phenomena in water and its application to prediction of cavitation erosion in hydraulic machinery". Berlin, September 8–11, 2008.
161. Shukla, P. K. Dunn, D. S. Chiang, K. T. "Stress corrosion cracking model for Alloy 22 in the potential yucca mountain repository environment", Paper No. 06502, Corrosion 2006, NACE International, Houston, Texas, 2006.
162. Skelland, A., "Non Newtonian Flow and Heat Transfer", Ed. Revolucionaria, La Habana, 1970.
163. Somia-Alfatih, M., Salman-Leong, M., Lim, M. Experimental investigation on the use of bispectral analysis in detecting nonlinear faults in hydraulic machines. Applied Mechanics and Materials. 23 (8): 90-98, 2014.

164. Song, Y., Cao, S. Cavitation model with non-condensable gas effect and its numerical simulation. *Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering*. 30 (1), 1-5. 2012.
165. Song, L., Chen, P., Wang, H. Automatic decision method of optimum symptom parameters and frequency bands for intelligent machinery diagnosis: Application to condition diagnosis of centrifugal pump system. *Advances in Mechanical Engineering*. 4 (3): 18-24, 2014.
166. Sha, Y., Liu, X. Numerical calculation on gas-liquid two - phase hydrotransport and flow field measurement in volute with probes for vortex pump. *Transactions of the Chinese Society of Agricultural Engineering*. 4 (3): 25-33, 2014.
167. Shah, Y., Kelkar, B., Godbole, S., y Deckwer, W. Desing parameters estimations for bubbles column reactor. *AIChE Journal*: 353-379, 1982.
168. Shi, W., Li, T., Zhang, D. Effect of tip clearance on the cavitations and flow field of axial flow pumps. *Journal of Huazhong University of Science and Technology: Natural Science Edition*. 41 (4): 21-25, 2013.
169. Shukla, P.K. Dunn, D.S. Chiang, K.-T and Pensado, O. Stress corrosion cracking model for Alloy 22 in the potential yucca mountain repository environment. Paper No. 06502. *Corrosion*. NACE International, Houston, Texas, 2006.
170. Stechmann, D., Sese, C., Duvvur, R., Zhang, A., Pourpoint, T. Design and analysis of a high-pressure turbopump at purdue university 51st AIAA/SAE/ASEE. *Joint Propulsion Conference*. 24 (13): 76-84, 2015.
171. Strongin, M. CFD analysis of the pump performance with different liquid viscosity *ASME/JSME/KSME Joint Fluids Engineering Conference, AJK Fluids*. 2015.
172. Taitel, Y., Dukler, A. "Modelling ow pattern transitions for steady upward gas-liquid ow in vertical tubes". *AIChE Journal*. 26 (3): 345-354, 1980.

173. Tanaka, T. "Transient behaviour of a cavitating centrifugal pump at rapid change in operating conditions ". Journal of Fluids Engineering, p. 857-865, 1999.
174. Turro, A. "Estudio del hidrotransporte de las colas en el proceso carbonato amoniacal". Leonel Garcell Puyans, Arístides Legrá Lobaina, Raúl Izquierdo Pupo (Tutores) Tesis doctoral. Instituto Superior Minero Metalúrgico de Moa. 100, 2002.
175. Terada, M. " Investigation on the intergranular corrosion resistance of the AISI 316L (N) stainless steel after long time creep testing at 600 °C". Journal Materials Characterization, p. 663–668, 2008.
176. Torres, H. "Generación de burbujas de cavitación con láser continuo para la formación de microagujeros en películas metálicas delgadas". Tesis doctoral. 2010.
177. Tosin, S., Friedrichs, J., Dreiss, A., Schiavello, B., Elebiary, K. Experimental investigation of a counter rotating mixed flow single stage pump under cavitations conditions ASME/JSME/KSME Joint Fluids Engineering Conference, AJK Fluids. 2015.
178. Triszcz, J., Porta, A., García, E. "Effect of operating conditions on iron corrosion rates in zero-valent iron systems for arsenic removal". Chemical Engineering Journal, p. 431-443. 2009.
179. Vela, A., García, S., Pérez, R. Estrategias óptimas para la reducción de pérdidas de agua en sistemas de abastecimiento. Ingeniería del Agua, 1 (1): 35-54, 1994.
180. Voevodin, A. "Diseño de impelentes para análisis de desgaste en Bombas". Revista Construcción de Maquinarias. mayo-agosto p. 123-126, 1984.
181. Villamil, P. "Proceso de transferencia de calor en un concentrador solar. Tesis en opción al título de Lic Física . Tutor. Gerardo Ruiz Chavarria", p. 74, 2011.
182. Vilar, J. "Teoría de diseño de experimentos", 2006, [Consultado: [Documento en línea: <http://www.udc.es/>]. Acceso: 28 marzo de 2016].

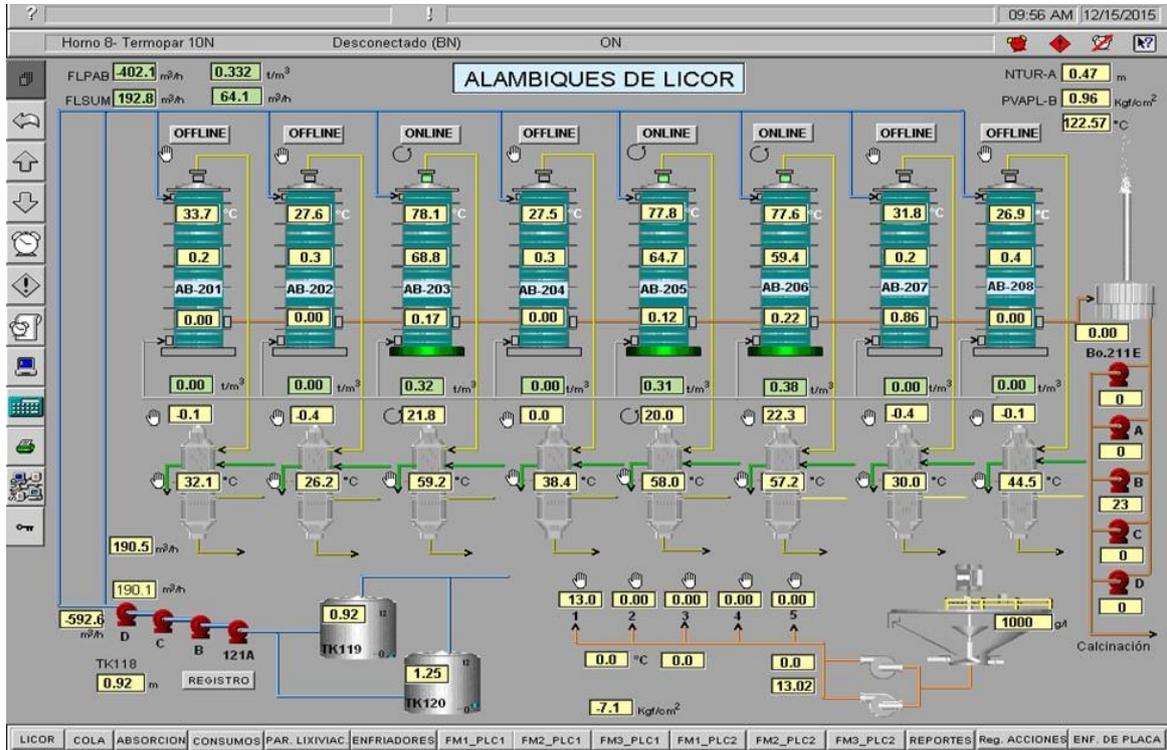
183. Wallis, G. "One dimensional Two - phase Flow". 1 ed. New York: Mc Graw Hill. 1969.
184. Wang, S., Tan, L., Wang, Y. Characteristics of transient cavitation flow and pressure fluctuation for a centrifugal pump. *Zhendong yu Chongji/Journal of Vibration and Shock*. 12 (5): 45-53, 2013.
185. Wang, W, Chen, H, Du, Y. Matching research of inducer and impeller of high-speed centrifugal pump. *Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering*. 2 (2): 72-77, 2015.
186. Wei, Z., Wan, H., Xu, S. Analysis of factor influencing the cavitation performance of centrifugal pump. *GM manufacture*. 1 (4): 86-88, 2011.
187. Weidong, C., Xun, D., Qixiang, H. Research on the effect of impeller reflux balance holes on pressure and axial force of centrifugal pump. *American Society of Mechanical Engineers, Fluids Engineering Division (Publication) FEDSM*. 2014.
188. Wenguang, L, Mckeown, A. Zhibin Y. Correction of cavitation with thermodynamic effect for a diaphragm pump in organic Rankine cycle systems *School of Engineering. Energy Reports. UKHydro News*. 2021.
189. Westerberg, A. "A Review of Process Synthesis. *Computer Applications to Chemical Engineering*". 1 (3): 37- 44, 1980.
190. Xiao, L., Li, Y., Liu, Y., Bi, Z., Zhao, W. Effect of wearing clearance on cavitation flow and performance of centrifugal pump with inducer *Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering*. 3 (2): 57- 65, 2016.
191. Xue, H., Li, Z., Wang, H., Chen, P. Intelligent diagnosis method for centrifugal pump system using vibration signal and support vector machine. *Shock and Vibration*. 2 (10): 842-847, 2014.

192. Zadorozne, N.; Carranza, R.; Giordano, C.; Ares, A.; Rebak, R. Effect of the composition of nickel alloys on the anodic behavior in aqueous solutions of chloride and bicarbonate, 1475, XXXV International Symposium. Scientific Basis for Nuclear Waste Management, Materials Research Society, Buenos Aires, Argentina, October 2-7, 2011.
193. Zum-Gahr, K. "Formation of wear debris by the abrasion of ductile metals". *Wear*. 74 (12): 353-373, 1982.
194. Zhu, R., Fu, Q., Liu, Y., He, B., Wang, X. The research and test of the cavitation performance of first stage impeller of centrifugal charging pump in nuclear power stations. *Nuclear Engineering and Design*. 23 (12): 745-750, 2016.
195. Zhu-Wang, X., Fu, Q., Long, Y. Features of transient flow during collapse of nuclear power pump cavitation. *Applied Mathematics and Information Sciences*. 20 (10): 650-658, 2014.

ANEXOS

Anexo 1

Distribución de los equipos en la UBP de Recuperación de amoniaco según programa del CITECT.



Resultados de las muestras LPL 11 y LPL 32 relacionadas con el tamaño medio de partículas.

Productora de Níquel y Cobalto "Comandante Ernesto Che Guevara"



Carretera Moa Baracoa Km. 5½, Yagrumaje, Punta Gorda, Moa, Holguín, Cuba. CP. 83300
Telf.: 60 8012, ext. 5371, Fax. 60 2240 e-mail: evargas@ecg.moa.minem.cu

DIRECCIÓN TÉCNICA- LABORATORIO QUIMICO
INFORME DE ENSAYOS. MUESTRAS ESPECIALES.

648-R-42/PO-21

No. Pág.1 de 1

Producto: Licor Amoniacal

Solicitado por: Jefa del Laboratorio Químico

Fecha de recepción de muestra: 26-nov-2018

Fecha de entrega de resultados: 26-nov-2018

MUESTRA	LP-11	LP-32							UNIDADES
CODIGO									REPORTADAS
Tamaño medio de partículas	16.645	17.354							µm

Ing. Emigdio Montero Batista
Analista

MSc. Lic. Emilio Oriol Vargas Bejerano
Especialista Principal

Ing. Beatriz Toirac Rey
Jefa del Laboratorio Químico

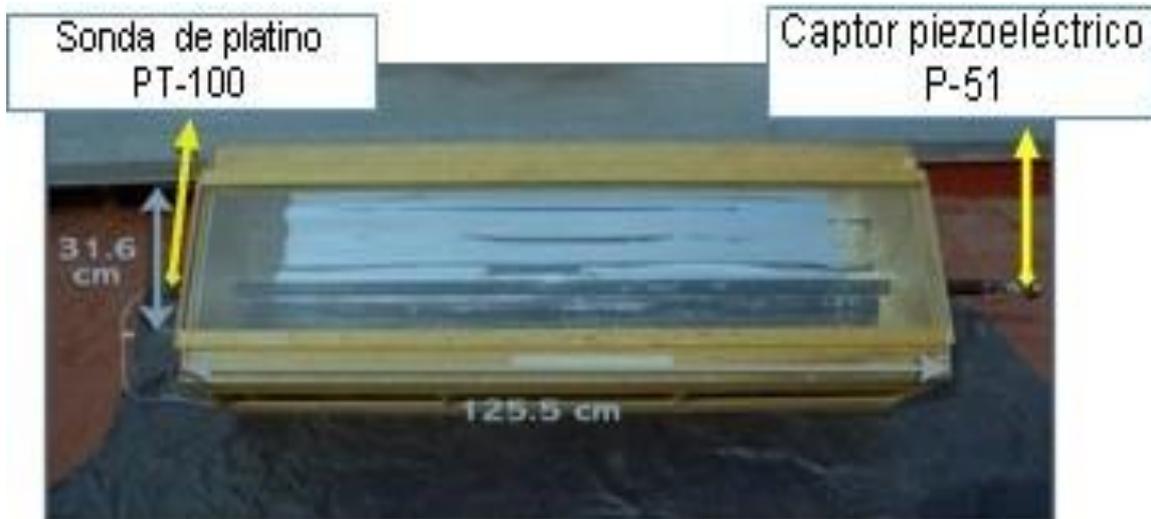
Anexo 3A

Factores y variables relacionados en el diseño de experimentos establecido.

Factores experimentales		Variables de entrada		Variables de salida	
Concentración del LPL (%)	Regulación del flujo (%)	$Q(x_1)$, Caudal del flujo (m^3/s)	$P_{ev}(x_2)$, Presión a la entrada de la voluta (Pa)	$R(y)$, Radios de las burbujas (m)	$P_{sv}(z)$, Presión a la salida de la voluta (Pa)
27	25	$x_{1,1}$	$x_{2,1}$	$y_{1,1}$	$z_{1,1}$
	50	$x_{1,2}$	$x_{2,2}$	$y_{1,2}$	$z_{1,2}$
	75	$x_{1,3}$	$x_{2,3}$	$y_{1,3}$	$z_{1,3}$
	100	$x_{1,4}$	$x_{2,4}$	$y_{1,4}$	$z_{1,4}$
34	25	$x_{1,5}$	$x_{2,5}$	$y_{2,1}$	$z_{2,1}$
	50	$x_{1,6}$	$x_{2,6}$	$y_{2,2}$	$z_{2,2}$
	75	$x_{1,7}$	$x_{2,7}$	$y_{2,3}$	$z_{2,3}$
	100	$x_{1,8}$	$x_{2,8}$	$y_{2,4}$	$z_{2,4}$

Anexo 3B

Concentrador solar de óptica de no enfoque. Fuente: Villamil (2011).



Anexo 4

Resultados de las presiones de saturación de experimentadas

No. Exp.	Experimento con licor lixiviado al 27 % de solución de NH ₃		Experimento con licor lixiviado al 34 % de solución de NH ₃	
	Presión [Pa]	Temperatura [°C]	Presión [Pa]	Temperatura [°C]
1	45,468 · 10 ³	22,15	69,505 · 10 ³	22,72
2	69,951 · 10 ³	30,50	89,995 · 10 ³	28,84
3	87,248 · 10 ³	39,42	12,320 · 10 ⁴	35,00
4	99,875 · 10 ³	43,31	18,118 · 10 ⁴	47,13
5	12,465 · 10 ⁴	48,14	20,964 · 10 ⁴	51,45
6	14,657 · 10 ⁴	51,30	27,581 · 10 ⁴	59,58
7	18,162 · 10 ⁴	58,43	32,692 · 10 ⁴	64,98
8	22,383 · 10 ⁴	63,54	36,700 · 10 ⁴	68,22
9	22,892 · 10 ⁴	64,26	44,161 · 10 ⁴	73,91

Anexo 5

Resultados de la aplicación de la metodología de cálculo en la instalación de bombeo del licor producto de la lixiviación.

Parámetros de cálculo en la instalación	Resultados	Unidad	Ecuación	Parámetros nominales
Velocidad del fluido; V	2, 8 - 8,8	m/s	2.26	-
Coefficiente de resistencia; h_{roz}	0,026	Adimensional	3.31	-
Pérdidas en la succión; Σh	2,104	m	2.33	-
Carga de la red; H_{red}	50,889	m	2.37	-
Coefficiente generalizado de resistencia de la red exterior de la instalación de transporte hidráulico; R_c	2 559	Adimensional	2.38	-
Coefficiente adicional de resistencia de la red exterior, R_g	35,137	Adimensional	2.39	-
Velocidad específica; n_s	579,816	rev/min	2.40	-
Altura neta positiva en la aspiración requerida; $(NPSH)_R$	5,0	m	2.44	5
Altura neta positiva en la aspiración disponible; $(NPSH)_D$	1,5	m	2.45	-
Coefficiente de cavitación σ	0,25	Adimensional	2.47	-
Coefficiente de cavitación crítico σ_c	0,37	Adimensional	2.48	-
Número de cavitación Ca	0,68	Adimensional	2.49	-
Potencial de erosión de cavitación ΔE_{PE}	7,2	W/m ²	2,50	-
Parámetro de corrosión de cavitación K	2,8	Adimensional	2.54	-
Parámetro de corrosión de cavitación crítico K_i	9,2	Adimensional	2.55	-
Frecuencia natural de las burbujas f_0	0,03	Hz	2.56	-
Tiempo de colapso de una burbuja t_{col}	0,0025	ns	2.57	-

Anexo 6

Resultados de la metodología de cálculo de los parámetros principales para la instalación del sistema de bombeo del licor producto de la lixiviación.

Q(m ³ /h)	Hbom(m)	N(kW)	η (%)	Hs (m)	n _s
0	60	0	0	0,8	0
20	59	4,532	7,6	1	128,4
30	59	6,475	10,9	1,2	193,3
50	57,3	11,331	19	1,25	322,1
70	55	15,377	25,8	1,5	450,96
80	54	17,805	29,9	1,75	515,38
90	53	20,233	33,9	1,875	579,8
100	52	22,661	38	2	644,22
120	49	26,708	44,8	2,25	773,06
140	45	31,564	52,9	2,5	901,9
160	42	35,61	59,7	2,75	1030

Anexo 7

Resultados del número de revoluciones con respecto al régimen cavitacional en la instalación industrial

Hs (m)	Q (m ³ /h)	Hred (m)	Hbomba n ₁	Hbomba n ₂	Hbomba n ₃
0,8	0	27	60	90,5989658	35,6837116
1,25	50	35,154	57,3	86,5220124	34,0779446
1,5	70	41,998	55	83,049052	32,7100689
1,75	80	46,188	54	81,5390692	32,1153404
1,88	90	50,889	53	80,0290865	31,5206119
2	100	56,103	52	78,5191037	30,9258834
2,25	120	68,065	49	73,9891554	29,1416978
2,75	160	98,13	42	63,4192761	24,9785981

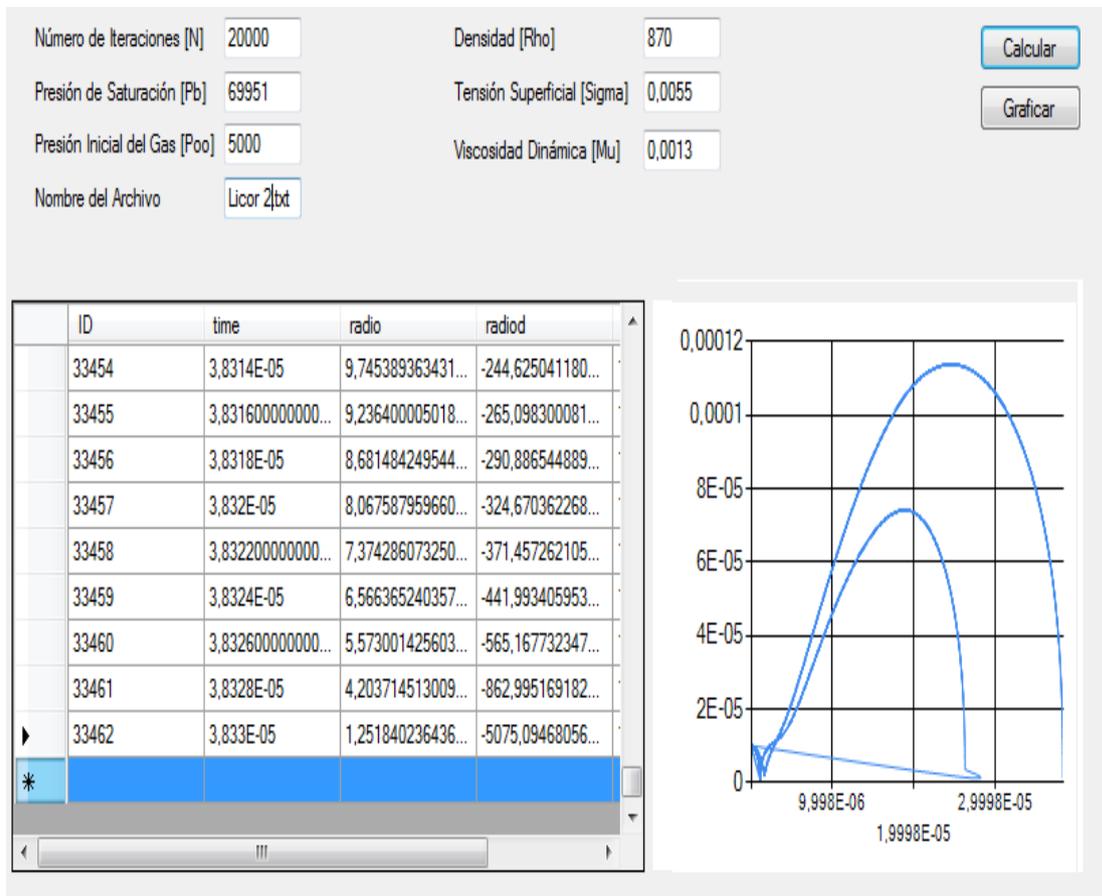
Anexo 8

Datos de entrada para el agua y el licor producto de la lixiviación a diferentes concentraciones.

No	N: Número de iteraciones	P_v : Presión de saturación (Pa)	P_{go} : Presión inicial del gas (Pa)	ρ : Densidad (kg/m ³)	σ : Tensión superficial (N/m)	μ : Viscosidad Dinámica (Pa.s)	Tipo de fluido
1	20 000	10 135	11 700	998,0	0,0727	0,0012	Agua
2	20 000	45 468	7 500	1 072	0,0432	0,0013	Licor amoniacal al 27 %
3	20 000	69 951	7 500	1 109	0,0582	0,0014	Licor amoniacal al 34 %

Anexo 9

Ventana generada por la aplicación del programa.



Anexo 10

Resultados de la aplicación de la metodología de cálculo para el balance energético.

Parámetros de la instalación	Resultados	Unidad	Ecuación	Parámetros nominales
Gasto que debe entregar el impulsor; Q_{calc}	0,021	m ³ /s	2.57	-
Rendimiento volumétrico; η_v	95,0	%	2.58	-
Rendimiento hidráulico; η_h	86,8	%	2.59	-
Rendimiento mecánico; η_{mec}	40,5	%	2.60	-
Rendimiento total de la bomba; η_t	33,9	%	2.61	49
Potencia útil de la bomba; N_b	20,233	kW	2.62	17
Potencia útil que se le entrega al eje de la bomba; N_{eje}	59,62	kW	2.63	-
Potencia real que consume el motor; N_m	64,092	kW	2.64	45

Anexo 11

Análisis de la regresión.

Variable salida: Radio de las burbujas					
Error estadístico					
Parámetro	Estimación	estándar	T	p valor	
CONSTANTE	1,91E-8	0,00	1,32	0,01	
Caudal	- 8,51	0,00	- 0,20	0,85	
Presión entrada de la voluta	- 1,78	3,16	- 0,56	0,63	
Análisis de varianza					
Fuente	Suma de cuadrados	GL	Cuadrado medio	Cociente F	p valor
Modelo	1,63E-8	3	5,46E-9	0,34	0,03
Residuo	3,20E-8	2	1,60E-8		
Total (Corr.)	4,84833E-8	5			
R-cuadrado = 93,80 porcentaje					
R-cuadrado (ajustado para g.l.) = 93,28 %					
Error estándar de est. = 0,47					
Error absoluto medio = 0,30					
Estadístico de Durbin-Watson = 1,56 (P = 0,42)					

Cálculo económico de la instalación en ausencia de cavitación

Gasto de explotación de la instalación para transportar un m³ del LPL a 50 metros de distancia.

$$G_{exp} = \left(\frac{G_b L}{Q} \right) n \tag{0.1}$$

G_b .- gasto anual de explotación de una bomba

Q .- caudal de LPL transportado por una bomba en un año (2 857 042,7 m³/año)

L .- longitud de la línea de LPL (50 m)

n .- número de bombas en la instalación (4)

Gasto anual de explotación de una bomba.

$$G_b = V + F \tag{0.2}$$

V - gastos unitarios variables

F .- gastos fijos globales.

Gastos unitarios variables.

$$V = g_s + g_{elec} + g_{mant} + g_{imp} + g_{eil} \tag{0.3}$$

g_s .- gastos en salario de los operarios de la instalación

g_{elec} .- gastos por el consumo de energía eléctrica

g_{mant} .- gastos de mantenimiento

g_{imp} .- gastos imprevistos

g_{eil} .- gastos por iluminación.

Gastos fijos globales.

$$F = g_{amort1} + g_{amort2} + g_{spi} \tag{0.4}$$

En la que:

g_{amort1} .- gasto de amortización de las bombas

g_{amort2} .- gasto de amortización de las tuberías con los soportes

g_{spi} .- gasto del salario del personal indirecto 813 USD.

Gasto anual por consumo de energía eléctrica.

$$g_{elec} = \frac{Ta N K_p t}{\eta} 4 \tag{0.5}$$

Ta .- tarifa de la corriente eléctrica 0,06 USD /kWh

N .- potencia que demanda el motor durante la transportación del LPL 64,02 kW

K_p .- coeficiente de pérdida 6,6

t .- cantidad de horas de funcionamiento en el año 8 760 h

η .- rendimiento de la bomba 66,6 %.

$g_{elec} = 143 081,2$ USD /año

Gasto anual de consumo de energía eléctrica por iluminación.

$$g_{eil} = NiTa \cdot Tpi \tag{0.6}$$

Donde:

$NiTa$.- potencia que demanda la iluminación 0,1 kW

Tpi.- cantidad de horas de operación en el año 4 380 h.

$g_{eli} = 78,84$ USD /año

Gastos de salario del personal directo en la instalación.

$$g_s = (t_a) (t_n K_{ss} K_{dr} K_{pc}) 4 \quad (0.7)$$

Siendo:

t_a .- tarifa salarial del operario 1,44 USD /h

t_n .- tiempo de trabajo del operario en la instalación 2 496 h

K_{ss} .- coeficiente de seguridad social 1,1

K_{dr} .- coeficiente de descanso distribuido 1,09.

$$K_{pc} = 1 + \frac{c}{100} \quad (0.8)$$

c.- por ciento de pago complementario 3 %

K_{pc} .- coeficiente de pago complementario 1,03.

$g_s = 17 769,7$ USD /año

Gastos imprevistos.

$g_{imp} = 7 675,94$ USD /año

Gasto anual por mantenimiento.

$g_{man} = 3 772$ USD /año

Gastos de amortización de las bombas.

$$g_{amort1} = \frac{N_g I}{100} 4 \quad (0.9)$$

N_g .- tasa de amortización 6 %

I.- valor inicial del equipo.

$I = 8 907,69$ USD

$g_{amort1} = 2 137,84$ USD/año

Gastos de amortización de las tuberías y soportes.

$$g_{amort2} = \frac{N_g It}{100} \quad (0.10)$$

It.- valor inicial de las tuberías y soportes.

It.- 1 164,77 USD

$g_{amort2} = 69,88$ USD/año

Gastos fijos globales (F)

$F = 4 081,19$ USD/año

Gastos unitarios variables (V)

$V = 452677,97$ USD/año

Gasto anual de explotación de una bomba

$G_b = 197 484,92$ USD/año

LISTADO DE SÍMBOLOS

LPL: licor producto de la lixiviación

UBP: unidad básica productiva

R : radio de la burbuja [m]

R_{max} : radio máximo de la burbuja [m]

R_0 : radio inicial de la burbuja [m]

Q : caudal [m^3/s]

v : velocidad del fluido [m/s]

A : área interna de la sección transversal de la tubería [m^2]

d_{ub} : diámetro de la tubería[m]

μ_a : coeficiente dinámico de viscosidad [Pa·s]

Δ : coeficiente de rugosidad absoluta [mm]

λ_t : coeficiente de pérdida por rozamiento en el régimen turbulento

h_{roz} : pérdidas por rozamiento para corriente turbulenta en tubos circulares [m]

ξ_t : coeficiente de resistencia de pérdidas totales

g : aceleración de la gravedad [m/s^2]

ζ_{val} : pérdidas en válvulas

ζ_{entr} : pérdidas en la entrada de la succión

$\zeta_{cod.45^\circ}$: pérdidas en los codos de 45°

ζ_{sal} : pérdidas en la salida de la impulsión

$\zeta_{cod.90^\circ}$: pérdidas en los codos de 90°

ΔZ : altura geométrica total de ascenso del líquido [m]

R_c : coeficiente de resistencia de la red

l_t : longitud total de la tubería [m]

R_g : coeficiente de resistencia del componente de sólido en la hidromezcla

S: concentración de sólido

v_{cri} : velocidad crítica [rev/min]

n: número de revoluciones del árbol de la bomba [rev/min]

$NPSH_R$: altura neta de succión requerida [m]

$NPSH_D$: altura neta de succión disponible [m]

M_{licor} : masa del licor producto de la lixiviación [kg]

$R_{l/s}$: relación líquido sólido

ρ_{licor} : densidad del licor [kg/m^3]

ρ_{agua} : densidad del agua [kg/m^3]

v_{cri} : velocidad crítica [rev/min]

μ_a : coeficiente viscosidad dinámica aparente [Pa.s]

P_v : presión de saturación [Pa]

P_g : presión del gas [Pa]

T_c : periodo de oscilación [s]

P_{atm} : presión atmosférica [m]

H_{succ} : altura de succión [m]

N_{mot} : potencia del motor [kW]

Ca : número de cavitación

σ_m : carga de rotura del material metálico [N/m^2]

f_0 : frecuencia de las burbujas [Hz]

t_{col} : tiempo de colapso [s]

σ : tensión superficial [N/m^2]

K : corrosión de cavitación

K_i : corrosión de cavitación crítico

ΔE_{PE} : potencial de erosión de cavitación [W/m^2]

ΔE_i : energía disipada durante el colapso de la burbuja

σ : coeficiente de Thomas

n_s : velocidad específica [rev/min]

Re : número de Reynolds

μ : viscosidad dinámica del fluido [Pa.s]

P_b : presión de la burbuja [Pa]

k : índice politrópico

V_0 : volumen inicial del gas [m^3]

V : volumen final del gas [m^3]

P_∞ : presión dentro del líquido [Pa]

T: temperatura [$^\circ\text{C}$]

NH_3 : amoníaco

CO₂: dióxido de carbón

Ni: níquel

Fe: hierro

Mg: manganeso

CITECT: control automatizado de supervisión y adquisición de datos

P_b: presión en el interior de la burbuja

CEI: Comité Eléctrico Internacional

σ_c : coeficiente cavitacional crítico

σ_0 coeficiente cavitacional inicial

LRO: Long Range Ordering

PUBLICACIONES RELACIONADAS CON EL TEMA REALIZADAS POR EL AUTOR

1. Artículo titulado: “Diagnóstico de instalaciones de transporte de hidromezcla afectada por cavitación”. Revista Minería y Geología. Del ISMM, Volumen 23, n. 3 pág. 5, ISSN 1405 0676. Cuba. 2007.
2. Artículo titulado: “Un experimento de enseñanza e investigación sobre el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas”, en la Revista Asociación Americana de Profesores de Física AAPT en Lat. Am. J. Phys. Educ., Vol.3, Sup.1. Octubre. 2010; ISSN 1870-9095. DF, México. 2010.
3. Artículo titulado: “Pressure Behavior and Evolution of the Bubbles Inside the Pipes of an Experimental Installation of Centrifuge Pump During the Occurrence of Cavitation”. Revista Experimental and Theoretical Advances in Fluid Dynamics, Environmental Science and Engineering, Springer-Verlag con el Book ISBN: 978-3-642-17957-0. Berlin Heidelberg 2011.
4. Artículo titulado: “Presión de saturación del licor amoniacal y su relación con el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas”, Revista Minería y Geología. Del ISMM, Volumen 31, n.1/enero-marzo/2015/pág. 111-129, ISSN 1993 8012.
5. Artículo titulado: “Dinámica de las burbujas de cavitación para fluidos amoniacaes trasegados con bombas centrífugas”, Revista Minería y Geología. Del ISMM, Volumen 32, n. 3/julio – septiembre /2016/ pág. 128-146, ISSN 1993 8012.
6. Artículo titulado: “Efecto de la implosión de burbujas sobre el desgaste por cavitación de bombas centrífugas que trasiegan fluidos amoniacaes”, Revista Minería y Geología. De la Universidad de Moa, volumen 35, n. 3/julio – septiembre /2019/ pág. 327- 337, ISSN 1993 8012.
7. Artículo titulado: CAVITATION WEAR ON CENTRIFUGAL PUMP IMPELLENTS MADE FROM HASTELLOY C-276 ALLOY. IJRDO - Journal of Mechanical and Civil Engineering (ISSN: 2456-1479). Volume - 7 | Issue – 5. 25-May-2021.

Eventos y Congresos Nacionales e Internacionales del Ms.C. Jorge Luis Reyes De la Cruz

Periodo 2007- 2019

- 1- Participó en el Evento Internacional VIII Congreso de Ingeniería Hidráulica realizado en la UNAEECC con el trabajo titulado: Diagnóstico mecánico de bombas centrífugas con el fenómeno de la cavitación en fluidos trifásicos. en mayo. Isla de la Juventud. Cuba. 2007.
- 2- Participó en el XVI FÓRUM de Ciencia y Técnica Municipal como autor del trabajo titulado: Diagnóstico de los parámetros de explotación de bombas centrífugas de mediana capacidad en presencia de régimen cavitacional. Obtuvo premio Relevante. 29 de junio, en el ISMM. Cuba. 2007.
- 3- Participó en el VII Congreso Peruano de Ingeniería de Mantenimiento, con el trabajo titulado: La eficiencia en el mantenimiento de bombas centrífugas, el 21 de julio, Lima, Perú. 2007.
- 4- Participó en el Evento Internacional ENERMOA 2007, con el trabajo titulado: Diagnóstico de los parámetros de explotación de bombas centrífugas. Moa, dic. del 2007.
- 5- Participó en el XVI FÓRUM de Ciencia y Técnica Municipal como autor del trabajo titulado: Diagnóstico de los parámetros de explotación de bombas centrífugas de mediana capacidad en presencia de régimen cavitacional. Obtuvo Premio Relevante. 15 de abril. ISMM. Cuba. 2008.
- 6- Participó en el XXIII CONGRESO LATINOAMERICANO DE HIDRÁULICA, con el trabajo titulado: “Influencia de la altura de succión en las vibraciones en instalaciones hidráulicas afectadas por la cavitación”. Universidad Nacional de Colombia, el 16 de mayo, Bogotá, Colombia, 2008
- 7- Participó XV Congreso de la División de Dinámica de Fluidos, con el trabajo titulado: “Influencia de la altura de succión en bombas centrífugas afectadas por la cavitación y determinación del comportamiento de fluido trifásico en el impelente a través de la dinámica de fluidos computacional (CFD)”, en octubre, Acapulco, México. de 2009.

- 8- Participó en la Reunión Anual de la Asociación Americana de Profesores de Física de la sección México, AAPT- MX., con el trabajo titulado “Un experimento de enseñanza e investigación sobre el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas”. Diciembre. D.F. México. 2009.
- 9- Participó en las conferencias internacionales desarrolladas por académicos, con el título: “Influencia de la altura de succión en bombas centrífugas afectadas por la cavitación y determinación del comportamiento del fluido trifásico en el impelente a través de la dinámica de fluidos computacional (DFC)”. Impartida el 10 de noviembre en la Facultad de Ciencia en la UNAM, México, 2009.
- 10- Participó en el Evento Internacional CINAREN’ 2009. Trabajo titulado: Influencia de la altura de succión en bombas centrífugas afectadas por la cavitación y determinación del comportamiento de fluidos trifásicos en el impelente a través de la dinámica de fluidos computacional (CFD)”. ISMM. Cuba. 2009.
- 11- Participó en la II Convención Internacional de Ingeniería en Cuba, con el trabajo titulado: “Un experimento de enseñanza e investigación sobre el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas”. En junio, Varadero. Cuba. 2010.
- 12- Participó en la II Convención Internacional de Ingeniería en Cuba, con el trabajo titulado: Influencia de la altura de succión en las vibraciones de bombas centrífugas de líquido transportando sólidos afectadas por la cavitación”. en junio, Varadero. Cuba. 2010.
- 13- Participó en el VIII CONGRESO INTERNACIONAL DE HIDRÁULICA y 2do taller territorial de hidráulica, con el trabajo titulado: “Diagnóstico mecánico de bombas centrífugas en régimen cavitacional de fluido trifásico”, 10 de julio, Holguín, Cuba, 2010.
- 14- Participación en el XVI Congreso de la División de Dinámica de Fluidos, con el trabajo titulado: “Comportamiento de las presiones y evolución de las burbujas en el interior de las tuberías de una instalación experimental de bombas centrífugas durante la ocurrencia de la cavitación”. celebrado en octubre en Boca del Río, Veracruz, México. 2010.

- 15- Participó en la VI Congreso Cubano de Ingeniería Mecánica y Metalúrgica CCIM-2010; con el trabajo titulado: Influencia de la altura de succión en las vibraciones en bombas centrífuga de líquido transportando sólido afectadas por la cavitación, desarrollado en diciembre en la CUJAE, La Habana, Cuba. 2010.
- 16- Participó en la VI Congreso Cubano de Ingeniería Mecánica y Metalúrgica CCIM-2010, con el trabajo titulado: Instalación experimental para la enseñanza e investigación sobre el fenómeno de la cavitación en bombas centrífugas, desarrollado en diciembre en la CUJAE, La Habana, Cuba. 2010.
- 17- Participó en el Evento Internacional CINAREN' 2011, con el trabajo: Comportamiento de las presiones y evolución de las burbujas en el interior de las tuberías de una instalación experimental durante la ocurrencia de la cavitación. ISMM. Cuba. 2011.
- 18- Participó en el Evento Internacional CINAREN' 2015, con su trabajo titulado: Comportamiento de las presiones y evolución de las burbujas durante la ocurrencia de la cavitación en bomba centrífuga. ISMM. Cuba. 2015.
- 19- Participación en el XXIV Congreso de la División de Dinámica de Fluidos de la Sociedad Mexicana de Física, con el trabajo titulado: "Incidencia de partículas sólidas disueltas en la obtención de la presión de saturación del licor lixiviado", celebrado el 8 de octubre en el Complejo cultural Universitario de la Universidad Autónoma de Puebla, México. 2018.
- 20- Participación en la 27 Conferencia Internacional StatPhys 2019 con el trabajo titulado: Cavitation in centrifugal pumps that transfer ammonia-water mixtures with suspended particles, en Argentina. 2019.
- 21- Participación en la 27 Conferencia Internacional StatPhys 2019 con el trabajo titulado: Curves of vapour pressure in an ammonia-water mixture containing solid particles, en Argentina. 2019